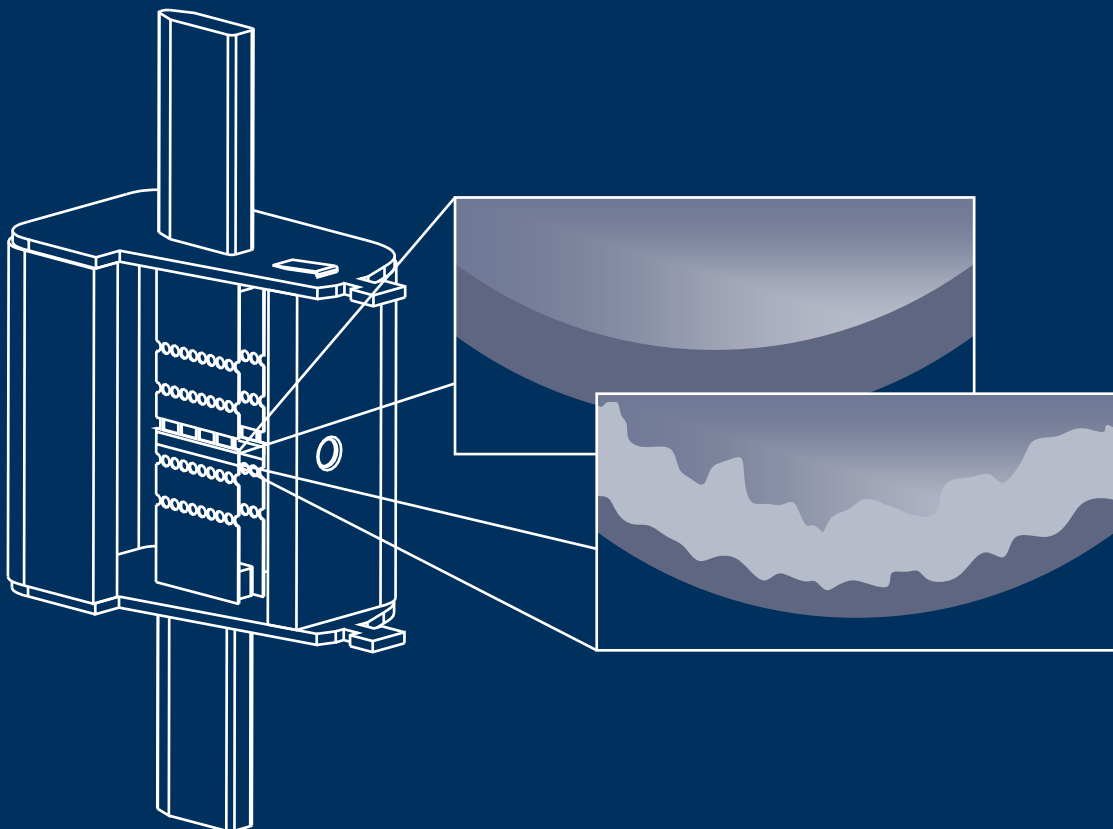




Christian Kühnel

Untersuchungen zur zulässigen thermischen Beanspruchung von NH-Sicherungseinsätzen für allgemeine Anwendung



Christian Kühnel

**Untersuchungen zur zulässigen thermischen Beanspruchung von
NH-Sicherungseinsätzen für allgemeine Anwendung**

Bibliografische Informationen der Deutschen Nationalbibliothek:

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über dnb.dnb.de abrufbar.

ISBN: 978-3-86780-638-1

Digitale Fassung:

Die elektronische Version dieser Arbeit ist über den sächsischen Dokumenten- und Publikationsserver Qucosa frei verfügbar.

Suche über: <https://www.qucosa.de>

Selbstverlag Christian Kühnel • Spilhofstraße 10 • 81927 München

Sämtliche Rechte vorbehalten

Bilder Einband Schnittdarstellung eines NH-Sicherungseinsatzes (links), schematische Darstellung von Schliffbildern an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot im Neuzustand und im gealterten Zustand (rechts)

Technische Universität Dresden

**Untersuchungen zur zulässigen thermischen Beanspruchung von
NH-Sicherungseinsätzen für allgemeine Anwendung**

Dipl.-Ing.

Christian Kühnel

der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität
Dresden

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Wilfried Hofmann
Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann
Prof. Dr.-Ing. Frank Berger

Tag der Einreichung: 11.03.2019
Tag der Verteidigung: 27.09.2019

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Professur für Hochspannungs- und Hochstromtechnik der Technischen Universität Dresden. Auf dem langen Weg bis zur Fertigstellung der Arbeit haben mich viele Personen begleitet und unterstützt und dadurch einen wesentlichen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet. Euch allen gilt mein aufrichtiger Dank.

Ganz besonders bedanken möchte ich mich bei Dr.-Ing. habil. Stephan Schlegel, der mich, von der Diplomarbeit angefangen, über die gesamte Zeit am Institut bis hin zur Fertigstellung dieser Arbeit stets unterstützt hat. Durch deine motivierende und stets ermutigende Art, durch unzählige konstruktive Gespräche, fachliche Diskussionen und als Ideengeber hast du nicht nur maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen, sondern mich auch in meiner persönlichen Entwicklung sehr geprägt.

Bedanken möchte ich mich auch bei allen Kolleginnen und Kollegen der Professur für die herausragende Arbeitsatmosphäre, insbesondere das freundschaftliche Miteinander und die grundsätzliche Hilfsbereitschaft sind nicht selbstverständlich. Ich danke euch für die stetige Unterstützung bei allen fachlichen Hürden und Fragestellungen, aber auch für die hin und wieder notwendige Zerstreuung abseits des wissenschaftlichen Alltags. Lieber Dr.-Ing. Christian Hildmann, lieber Dr.-Ing. Alexander Ramonat, euch einen besonderen Dank für die stets angenehme Atmosphäre im gemeinsamen Büro sowie die gegenseitige Motivation und Unterstützung in den letzten Jahren.

Meinen Dank richte ich auch an Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann als betreuenden Hochschullehrer für die Übernahme des Gutachtens sowie für die ausgezeichneten Arbeitsbedingungen an der Professur und das entgegengebrachte Vertrauen, das mir den Spielraum zur Umsetzung meiner Ideen gab.

Weiterhin bedanke ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Frank Berger für das Interesse an meiner Arbeit und die Bereitschaft zur Übernahme des Zweitgutachtens.

Ein Großteil dieser Arbeit entstand im Rahmen eines durch den NH/HH-Recycling e.V. geförderten Forschungsprojekts. Dem Verein danke ich für die mehrjährige finanzielle Unterstützung, die diese Arbeit überhaupt erst ermöglicht hat. Zudem bedanke ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Herbert Bessei und allen beteiligten Industriepartnern für die umfassende fachliche Unterstützung und das andauernde Interesse an dieser Arbeit.

Mein ganz persönlicher Dank gilt meiner Familie und insbesondere meiner Frau Hannah, auf deren Unterstützung und Motivation ich in jeder Phase dieser Arbeit stets uneingeschränkt zählen konnte.

KURZFASSUNG

NH-Sicherungseinsätze (Niederspannungs-Hochleistungs-Sicherungseinsätze) für allgemeine Anwendung (gG) werden in der Niederspannungstechnik in großer Stückzahl in Schaltgeräten wie Schalter-Sicherungs-Einheiten oder Sicherungslasttrennschaltern eingesetzt und dienen dem Schutz von Betriebsmitteln vor Fehlerströmen. Die Sicherungseinsätze besitzen einen Schmelzleiter, der im Normalbetrieb den Betriebsstrom zuverlässig und verlustarm führen und im Fehlerfall durch ein rasches Aufschmelzen Fehlerströme sicher unterbrechen soll. Langzeit- und Betriebsverhalten der Schmelzleiter hängen dabei stark von der Temperatur ab. Aus der Literatur ist bisher nicht bekannt, inwieweit die Temperatur der Schmelzleiter im Normalbetrieb erhöht werden kann, ohne die Zuverlässigkeit des gesamten NH-Sicherungseinsatzes zu beeinträchtigen. In der vorliegenden Arbeit wurde daher das Langzeitverhalten von Schmelzleitern experimentell untersucht. Es wurden Schmelzleiter bei verschiedenen Temperaturen für eine Zeit von 10.000 h thermisch beansprucht und anschließend das Erwärmungs- und Schaltverhalten der Schmelzleiter ermittelt. Es konnte gezeigt werden, dass bereits eine dauerhaft hohe thermische Beanspruchung im festen Zustand des Lotes besonders das Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme beeinträchtigen kann. Die Auswirkungen auf den Normalbetrieb der Schmelzleiter sind in der Regel vernachlässigbar. Das Langzeitverhalten wird wesentlich von der Alterung der Schmelzleiter durch Interdiffusion im Normalbetrieb bestimmt. Es wurde ein Zusammenhang zwischen dem Wachstum intermetallischer Phasen an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot und der Schmelzzeit im Bereich kleiner Überströme hergestellt. Auf Basis der Ergebnisse wurden Grenztemperaturen für einen langzeitstabilen Betrieb der untersuchten Schmelzleiter hergeleitet.

Die Temperatur des Schmelzleiters kann in der Praxis nicht zerstörungsfrei gemessen werden. Stellvertretend wird häufig die Temperatur des Sicherungsmessers als alternatives Bewertungskriterium empfohlen. Um den Zusammenhang zwischen der Erwärmung des Schmelzleiters und des Sicherungsmessers zu untersuchen, wurde das thermische Verhalten der Sicherungseinsätze mit der Wärmenetzmethode berechnet und verifiziert. Es konnte gezeigt werden, dass die Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser eine charakteristische Kenngröße eines Sicherungseinsatzes ist. Es wurden die Einflussparameter auf die Temperaturdifferenz im Betrieb untersucht und empirische Gleichungen entwickelt, mit denen Grenztemperaturen der Sicherungsmesser für unterschiedliche Einbausituationen berechnet werden können. Die ermittelten Grenztemperaturen sind belastungsabhängig und werden insbesondere von der individuellen Dimensionierung des Sicherungseinsatzes bestimmt.

ABSTRACT

In low-voltage power systems, NH fuse-links for general use (gG) are widely used to protect electrical devices in case of overloads or short-circuit currents. Mainly they are installed in switchgears like fuse-combination units or fuse-switch-disconnectors. The fuse-links are equipped with a fuse element, which, in normal operation, should conduct the load current reliably and with low losses and, in the event of a fault, should interrupt the current by melting quickly. Thereby, the long-term and operational behaviour of the fuse elements depends strongly on the temperature. It is not yet known from the literature to what extent the temperature of the fuse element can be increased during normal operation without impairing the reliability of the whole NH-fuse-link. Therefore, the long-term behaviour of fuse elements was experimentally investigated in this thesis. Fuse elements were subjected to constant thermal stress at various temperatures for a period of 10,000 h and then the temperature rise performance and the tripping behaviour were determined. It could be shown that even a high thermal stress in the solid state of the solder can impair the tripping behaviour in the range of small over-current. The effects on the normal operation of the fuse elements are usually negligible. The long-term behaviour is essentially determined by the ageing of the fuse elements due to interdiffusion in normal operation. A correlation was established between the growth of intermetallic compounds at the interface between the fuse element and the solder and the melting time in the range of small over-current. Based on these results limiting temperatures were derived for a long-term stable operation of the investigated fuse elements.

The temperature of the fuse element cannot be measured non-destructively in practice. The temperature of the blade contact is often recommended as an alternative evaluation criterion. In order to investigate the correlation between the temperature rise of the fuse element and the blade contact, the thermal behaviour of the fuse-links was calculated using the thermal network method. It could be shown that the temperature difference between the fuse element and the blade contact is a characteristic parameter of a fuse-link. The influencing parameters on the temperature difference were investigated and empirical equations were developed with which limiting temperatures of the blade contacts for different assembly situations can be calculated. The limiting temperatures are load-dependent and are determined in particular by the individual dimensioning of the fuse-link.

INHALTSVERZEICHNIS

1	Einleitung.....	1
2	Das NH-Sicherungssystem.....	3
2.1	Aufbau und Einteilung	3
2.2	Funktion im Normalbetrieb und Überstrombereich	5
3	NH-Sicherungseinsätze der Betriebsklasse gG.....	9
3.1	Normen für die Anwendung von NH-Sicherungseinsätzen	9
3.2	Thermisches Verhalten von NH-Sicherungseinsätzen im Normalbetrieb.....	11
3.2.1	Aktuelle Randbedingungen im Praxiseinsatz	11
3.2.2	Die Erwärmung bei stationärer Belastung	12
3.3	Langzeitverhalten von Schmelzleitern	17
3.3.1	Alterung durch Interdiffusion.....	19
3.3.2	Alterung durch Oxidation	23
3.4	Untersuchte Sicherungseinsätze und Schmelzleiter	26
4	Präzisierte Aufgabenstellung.....	28
5	Langzeitverhalten von Schmelzleitern im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme	29
5.1	Vorbetrachtungen	29
5.1.1	Der elektrische Widerstand des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot	29
5.1.2	Die Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot.....	32
5.2	Einfluss hoher thermischer Beanspruchung auf die Alterung des Schmelzleiters im Normalbetrieb	36
5.2.1	Versuchsaufbau und -durchführung	37
5.2.2	Ergebnisse der Versuche im Wärmeschrank	39
5.2.3	Ergebnisse der Versuche bei Strombelastung in unterschiedlichen Atmosphären	48
5.3	Einfluss der Alterung auf die Funktion im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme	53
5.3.1	Versuchsaufbau.....	53
5.3.2	Versuchsdurchführung, Randbedingungen und Bewertungskriterien	55

5.3.3	Versuchsergebnisse	56
5.4	Vergleichende Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen bei hoher thermischer Beanspruchung im Normalbetrieb	68
5.4.1	Versuchsaufbau	69
5.4.2	Versuchsergebnisse	71
5.5	Zusammenfassung der Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Schmelzleitern	77
6	Berechnen des thermischen Verhaltens von NH-Sicherungseinsätzen bei stationärer Belastung	82
6.1	Grundlagen der Erwärmungsberechnung mit Wärmenetzen.....	82
6.2	Aufbau von Berechnungsmodellen für NH-Sicherungseinsätze in verschiedenen Einbausituationen.....	84
6.2.1	Wärmenetzmodelle der NH-Sicherungseinsätze.....	84
6.2.2	Berechnungsmodell für die Einbausituation frei in Luft.....	86
6.2.3	Berechnungsmodell für die Einbausituation in einer NH-Sicherungs-Lastschaltleiste	89
6.3	Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser	95
6.3.1	Einfluss der Temperatur der Anschlüsse der Sicherung.....	98
6.3.2	Einfluss der Umgebungstemperatur des Sicherungseinsatzes	100
6.3.3	Einfluss des Belastungsstromes durch den Sicherungseinsatz	103
6.3.4	Berechnen der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser in der Einbausituation	104
6.4	Die Temperatur der Sicherungsmesser als Kriterium zum Bewerten der zulässigen thermischen Beanspruchung im Betrieb	106
7	Zusammenfassung	110
8	Ausblick	113
9	Literaturverzeichnis	114
10	Bildverzeichnis	121
11	Tabellenverzeichnis.....	127
Anhang	129

FORMELZEICHEN, ABKÜRZUNGEN, SYMBOLE

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
A	m^2	Fläche
A_L	mm^2	Querschnitt des angeschlossenen Leiters
c	-	Konzentration
C	A s V^{-1}	Elektrische Kapazität
c_1	-	Parameter der Ähnlichkeitsfunktion bei freier Konvektion
c_p	$\text{W s kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität
C_S	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-4}$	Strahlungskoeffizient des ideal „Schwarzen Körpers“
C_{th}	W s K^{-1}	Thermische Kapazität
D	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Diffusionskoeffizient
d	m	Dicke
D_0	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Frequenzfaktor
F	N	Kraft
f_{12}	-	Sichtfaktor
g	m s^{-2}	Fallbeschleunigung
Gr	-	Grashof-Zahl
h	m	Höhe
H	%	Summenhäufigkeit
I	A	Strom
I_1	A	Bemessungsausschaltvermögen [N1]
I_D	A	Durchlassstrom
I_f	A	Großer Prüfstrom (engl. f using current) [N1]
I_F	A	Effektivwert des Fehlerstroms
I_{\max}	A	Maximal zulässiger Dauerstrom
I_{mess}	A	Messstrom
I_{\min}	A	Minimaler Schmelzstrom
I_{nA}	A	Bemessungsstrom der Schaltgerätekombination [N2]
I_{nc}	A	Bemessungsstrom eines Stromkreises [N2]
I_{nf}	A	Kleiner Prüfstrom (engl. non-f using current) [N1]
i_p	A	Stoßkurzschlussstrom
I_r	A	Bemessungsstrom
$I_{r,M}$	A	Bemessungsstrom des Schmelzleiters im Modell des Sicherungseinsatzes
I_{Steg}	A	Strom durch einen einzelnen Steg einer Engstelle

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
I_{th}	A	Konventioneller thermischer Strom frei in Luft [N3]
I_{the}	A	Konventioneller thermischer Strom von Geräten im Gehäuse [N3]
J	$m^{-2} s^{-1}$	Teilchenstromdichte
J	$A m^{-2}$	Stromdichte
J_{max}	$A m^{-2}$	Maximale Stromdichte
k	-	Stromverdrängungsfaktor
k	m	Wachstumsparameter
k_0	m	Vorfaktor
k^2	$cm^2 s^{-1}$	Wachstumsrate der IMP bei parabolischer Zeitabhängigkeit
k_0^2	$m^2 s^{-1}$	Vorfaktor bei parabolischer Zeitabhängigkeit
k_{Σ}^2	$cm^2 s^{-1}$	Wachstumsrate der Summe der IMP
k_S	$K^{-1} m^{-3}$	Stoffwertkoeffizient
k_0^2	$m^2 s^{-1}$	Vorfaktor bei parabolischer Zeitabhängigkeit
l	m	Länge
l_w	m	Charakteristische Länge
n	-	Exponent
n_1	-	Parameter der Ähnlichkeitsfunktion bei freier Konvektion
Nu	-	Nusselt-Zahl
O_1	m^2	Oberfläche des wärmeabgebenden Körpers
O_2	m^2	Oberfläche des wärmeaufnehmenden Körpers
O_K	m^2	Oberfläche des umströmten Körpers
p	$N m^{-2}$	Druck
P_K	W	Durch den konvektiven Wärmeübergang übertragbare Leistung
P_L	W	Durch Wärmeleitung übertragbare Leistung
Pr	-	Prandtl-Zahl
P_S	W	Durch Wärmestrahlung übertragbare Leistung
P_V	W	Verlustleistung
Q	$J mol^{-1}$	Aktivierungsenergie
Q	$m^3 s^{-1}$	Volumenstrom
Q_k	$J mol^{-1}$	Aktivierungsenergie
$Q_{k,\Sigma}$	$J mol^{-1}$	Aktivierungsenergie
R	$J mol^{-1} K^{-1}$	Universelle Gaskonstante
R	Ω	Elektrischer Widerstand
r_a	m	Außenradius
R_D	Ω	Durchgangswiderstand des Sicherungseinsatzes









Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
R_E	Ω	Widerstand der Engstelle mit Lotdepot
$R_{E,0}$	Ω	Widerstand der Engstelle mit Lotdepot im Ausgangszustand
$R_{E,SL}$	Ω	Widerstand des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot ohne Berücksichtigung des Lotes
r_i	m	Innenradius
R_K	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand des konvektiven Wärmeübergangs
$R_{L,W}$	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand für Wärmeleitung durch eine ebene Wand
$R_{L,Zyl}$	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand für Wärmeleitung in einem coaxialen Zylinder
R_M	Ω	Materialwiderstand
R_Q	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand der Übertragung von Wärmeleistung durch einen Volumenstrom
R_S	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand für Strahlung
R_{SL}	Ω	Widerstand des Schmelzleiters
$R_{SL,20}$	Ω	Materialwiderstand des Schmelzleiters bei einer Temperatur von 20 °C
$R_{SL,20}$	Ω	Widerstand des Schmelzleiters bei einer Temperatur von 20 °C
R_{th}	$K W^{-1}$	Thermischer Widerstand
t	s	Zeit
T	K	Absolute Temperatur
T_1	K	Absolute Temperatur des wärmeabgebenden Körpers
T_2	K	Absolute Temperatur des wärmeaufnehmenden Körpers
t_A	s	Ausschaltzeit
t_k	s	Konventionelle Prüfdauer [N1]
t_{LB}	s	Lichtbogenzeit
t_S	s	Schmelzzeit
t_{S1}	s	Zeit bis zum Erreichen der Liquidustemperatur des Lotes
t_{S2}	s	Zeit vom Erreichen der Liquidustemperatur des Lotes bis zum Aufschmelzen des Schmelzleiters
$t_{S,lf}$	s	Mittlere Schmelzzeit des Sicherungseinsatzes bei Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom
u	V	Momentanwert der Spannung
U	V	Effektivwert der Netzspannung
U_r	V	Bemessungsspannung
x_Σ	m	Dicke der Summe der IMP
x_{IMP}	m	Dicke der IMP

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
α	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient
α_K	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
α_S	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient für Strahlung
α_T	K^{-1}	Temperaturbeiwert des elektrischen Widerstands
$\alpha_{T,\text{Cu}}$	K^{-1}	Temperaturbeiwert des spezifischen elektrischen Widerstands von Kupfer
$\alpha_{T,\text{SE}}$	K^{-1}	Temperaturbeiwert der Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta_{\text{SE}}$ des Sicherungseinsatzes
β	K^{-1}	Volumenausdehnungskoeffizient
δ	kg m^{-3}	Dichte
δ_0	kg m^{-3}	Dichte des einströmenden Fluides
δ_1	kg m^{-3}	Dichte des Fluides innerhalb des Gehäuses
$\Delta \vartheta$	K	Temperaturdifferenz
$\Delta \vartheta$	K	Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der mittleren Temperatur der Sicherungsmesser
$\Delta \vartheta_{\text{ME},0}$	K	Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der Temperatur des oberen Sicherungsmessers
$\Delta \vartheta_{\text{ME},u}$	K	Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der Temperatur des unteren Sicherungsmessers
$\Delta \vartheta_{\text{SE}}$	K	Temperaturdifferenz des Sicherungseinsatzes
$\Delta \vartheta_{\text{SE},20}$	K	Temperaturdifferenz des Sicherungseinsatzes bei einer Lufttemperatur in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes von 20 °C
ε	-	Emissionsgrad
ε_1	-	Emissionsgrad des wärmeabgebenden Körpers
ε_{12}	-	Gemeinsamer Emissionsgrad
ε_2	-	Emissionsgrad des wärmeaufnehmenden Körpers
ϑ	°C	Temperatur
ϑ_0	°C	Umgebungstemperatur
$\vartheta_{0,\text{KVS}}$	°C	Lufttemperatur im Kabelverteilerschrank
$\theta_{0,\text{KVS}}$	K	Übertemperatur der Luft im Kabelverteilerschrank
$\vartheta_{0,\text{KVS,max}}$	°C	Maximale Lufttemperatur im Kabelverteilerschrank
$\vartheta_{0,\text{SE}}$	°C	Lufttemperatur in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes
ϑ_1	°C	Temperatur des wärmeabgebenden Körpers
ϑ_1	°C	Temperatur des umströmten Körpers
ϑ_2	°C	Temperatur des wärmeaufnehmenden Körpers
ϑ_2	°C	Temperatur des unbeeinflussten Fluides

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$\vartheta_{A,o}$	°C	Temperatur des oberen Anschlusses
$\vartheta_{A,u}$	°C	Temperatur des unteren Anschlusses
ϑ_{DE}	°C	Temperatur der Abdeckplatte
ϑ_{GE}	°C	Temperatur des Gehäuses
$\vartheta_{G,ME}$	°C	Grenztemperatur des Sicherungsmessers
$\vartheta_{G,SL}$	°C	Grenztemperatur des Schmelzleiters
$\vartheta_{L,SL}$	°C	Gehäusetemperatur Lastschaltleiste
$\vartheta_{L,L}$	°C	Liquidustemperatur des Lotes
ϑ_m	°C	Mittlere Temperatur
ϑ_{max}	°C	Maximale Temperatur des Schmelzleiters während des Schaltvorgangs
$\vartheta_{ME,o}$	°C	Temperatur des oberen Sicherungsmessers
$\vartheta_{ME,u}$	°C	Temperatur des unteren Sicherungsmessers
ϑ_{SL}	°C	Temperatur des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot
ϑ_{SS}	°C	Temperatur am Anschluss der Sammelschiene
$\vartheta_{S,Cu}$	°C	Schmelztemperatur Kupfer
$\vartheta_{S,L}$	°C	Solidustemperatur des Lotes
θ	K	Übertemperatur
θ_A	K	Übertemperatur der Anschlüsse
$\theta_{G,ME}$	K	Grenzübertemperatur des Sicherungsmessers
$\theta_{G,SL}$	K	Grenzübertemperatur des Schmelzleiters
θ_{SS}	K	Übertemperatur am Anschluss der Sammelschiene
κ	S m ⁻¹	Elektrische Leitfähigkeit
κ_{Lot}	S m ⁻¹	Elektrische Leitfähigkeit des Lotwerkstoffs
κ_{SL}	S m ⁻¹	Elektrische Leitfähigkeit des Schmelzleiterwerkstoffs
λ	W m ⁻¹ K ⁻¹	Wärmeleitfähigkeit
ν	m ² s ⁻¹	Kinematische Viskosität
ρ	Ω mm ² m ⁻¹	Spezifischer elektrischer Widerstand
φ	V	Elektrisches Potential

Abkürzung	Bedeutung
AC	Wechselstrom (engl. a lternating c urrent)
Ag	Silber
Bi	Bismut

Abkürzung	Bedeutung
Cd	Cadmium
Cu	Kupfer
DC	Gleichstrom (engl. d irect c urrent)
DE_o	Obere Abdeckplatte
DE_u	Untere Abdeckplatte
GE_hi	Gehäuse hinten
GE_li	Gehäuse links
GE_re	Gehäuse rechts
GE_vo	Gehäuse vorn
Gew.-%	Gewichts-Prozent
HST	H och s trom t ransformator
IMP	I nter m etallische P hase
KVS	K abel v erteiler s chrank
LSL	L ast s chalt l eiste
LZV	L ang z eit v ersuch
ME_o	Oberes Sicherungsmesser
ME_u	Unteres Sicherungsmesser
MP	M ess p unkt
SB	S trom b elastung
Sn	Zinn
ST	S tell t ransformator
TE	T hermo e lement
WS	W ärme s chrank

Symbol	Bedeutung
	Werkstoff des Schmelzleiters
	Werkstoff des Lotes
	Wärmeschrank
	Wärmeschrank, natürliche Atmosphäre
	Stromdurchflossen, natürliche Atmosphäre
	Stromdurchflossen, Inertgasatmosphäre (Stickstoff)
	Einspannung
	Parallelführung

1 Einleitung

NH-Sicherungseinsätze (Niederspannungs-Hochleistungs-Sicherungseinsätze) dienen dem Schutz von Betriebsmitteln vor Fehlerströmen. Als Sicherungseinsätze für den Ganzbereichsschutz besitzen sie einen Schmelzleiter, der in der Lage ist, sowohl hohe Kurzschlussströme als auch langanhaltende Überlastströme sicher zu unterbrechen. Aufgrund ihres hohen Ausschaltvermögens und eines einfachen sowie kostengünstigen Konstruktionsprinzips zählen NH-Sicherungseinsätze zu den wichtigsten Überstromschutzeinrichtungen in der Niederspannungstechnik. Sie werden in großer Stückzahl in Schaltgeräten wie Schalter-Sicherungs-Einheiten oder Sicherungslasttrennschaltern in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen eingesetzt. Hohe Packungsdichten innerhalb dieser Anlagen und hohe Anforderungen an den Berührungsschutz haben in der Vergangenheit bereits zu stark gekapselten Einbausituationen und einem Betrieb bei erhöhten Temperaturen geführt. Eine steigende Auslastung der Anlagen, insbesondere auch im Kontext einer zunehmenden Einspeisung regenerativer Energien, führt oftmals zu dauerhaft hoher Strombelastung und veränderten Belastungsprofilen der NH-Sicherungseinsätze im Vergleich zur konventionellen EVU-Last¹. Wird dabei die zulässige thermische Beanspruchung im Betrieb überschritten, ist eine beschleunigte Alterung der Schmelzleiter die Folge. Dadurch wird die Lebensdauer der NH-Sicherungseinsätze sowie die Zuverlässigkeit der gesamten Anlage reduziert. Speziell für NH-Sicherungseinsätze ist bisher nicht bekannt, inwieweit die Temperatur im Normalbetrieb dauerhaft erhöht werden kann, ohne die Zuverlässigkeit des NH-Sicherungseinsatzes zu beeinträchtigen.

Ziel dieser Arbeit ist es daher, Randbedingungen für den langzeitstabilen und effizienten Betrieb von NH-Sicherungseinsätzen für allgemeine Anwendung (gG) zu ermitteln. Dafür wird das Langzeitverhalten verschiedener Schmelzleiter bei einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung im Normalbetrieb untersucht und der Einfluss der Alterung auf das Betriebsverhalten der Schmelzleiter im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme untersucht. Es werden Aussagen zu physikalischen Ursachen für Fehler im Betrieb getroffen und Grenztemperaturen der Schmelzleiter für ein stabiles Langzeitverhalten hergeleitet. Da die Temperatur des Schmelzleiters im praktischen Einsatz nicht zerstörungsfrei gemessen werden kann, wird stellvertretend die Temperatur des Sicherungsmessers als Bewertungskriterium empfohlen [N4]. Der Zusammenhang zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der Sicherungsmesser wird jedoch von den jeweiligen Betriebsbedingungen beeinflusst und ist in der Regel unbekannt. Daher werden Berechnungsmodelle aufgebaut, mit denen das stationäre

¹ Übliche Betriebsart mit einer mittleren Belastung von 70 % der Höchstlast [1].

thermische Betriebsverhalten von NH-Sicherungseinsätzen im praktischen Einsatz abgebildet werden kann. Mit diesen Modellen wird der Zusammenhang zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und des Sicherungsmessers in Abhängigkeit unterschiedlicher Randbedingungen untersucht und Grenztemperaturen für die Sicherungsmesser hergeleitet. Es wird ebenfalls geprüft, inwieweit sich verallgemeinerbare Aussagen zu Grenztemperaturen für NH-Sicherungseinsätze in der Praxis treffen lassen.

2 Das NH-Sicherungssystem

2.1 Aufbau und Einteilung

Nach der Norm DIN VDE 0636-2:2014 [N5] werden als NH-Sicherungssystem (**N**iederspannungs-**H**ochleistungs-Sicherungssystem) „Sicherungen mit Sicherungseinsätzen mit Messerkontaktstücken“ bezeichnet. Der Begriff „Sicherung“ umfasst hierbei die Gesamtheit „aller Teile, die das vollständige Gerät bilden“ [N1]. Eine Sicherung setzt sich allgemein aus den Komponenten Sicherungseinsatz, Sicherungsunterteil sowie dem Sicherungseinsatzhalter zusammen.

Das Sicherungsunterteil ist über seine Anschlüsse fest mit dem zu schützenden Stromkreis verbunden und stellt über Sicherungskontaktstücke eine durchgehende galvanische Verbindung mit dem Sicherungseinsatz her (Bild 1). Der Sicherungseinsatzhalter dient der mechanischen Aufnahme des Sicherungseinsatzes. Sicherungsunterteil und -einsatzhalter werden je nach Ausführung auch gemeinsam als Sicherungshalter bezeichnet [N1].

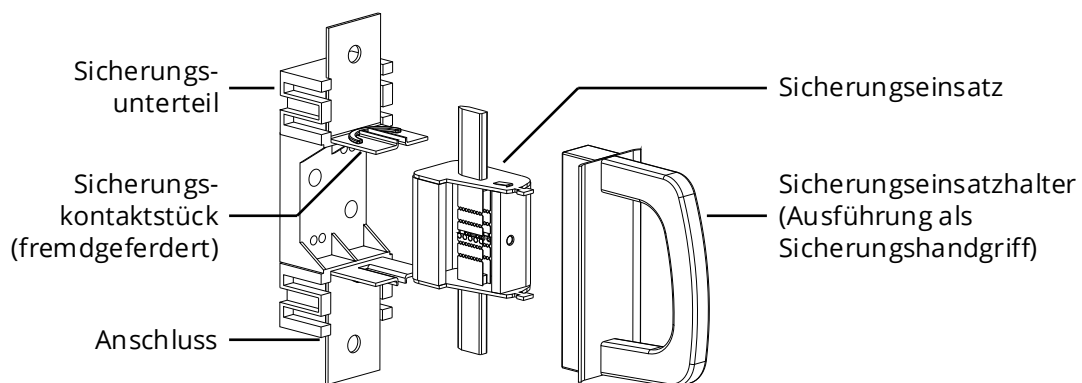


Bild 1: Allgemeiner Aufbau einer Sicherung am Beispiel eines offenen Sicherungsunterteils

Die Aufgabe einer Sicherung ist der Schutz nachgelagerter Betriebsmittel vor Fehlerströmen. Abhängig von der Schutzaufgabe und dem Schutzobjekt wird in verschiedene Ausschaltbereiche und Betriebsklassen unterschieden (Tabelle 1). So können NH-Sicherungseinsätze Schutz vor Kurzschlussströmen und/oder langanhaltenden Überlastströmen bieten. Die geforderten Ausschaltzeiten reichen dabei von wenigen Millisekunden für hohe Kurzschlussströme bis hin zu mehreren Minuten oder Stunden im Bereich kleiner, langanhaltender Überlastströme. Allen NH-Sicherungseinsätzen ist gemein, dass sie ein sehr hohes Bemessungsausschaltvermögen von in der Regel $I_1 > 100 \text{ kA}$ besitzen und zudem den Fehlerstrom im Kurzschlussfall sehr stark begrenzen [2].

Tabelle 1: Ausschaltbereiche und Betriebsklassen von NH-Sicherungseinsätzen [N1]

Ausschaltbereiche

Typ	Beschreibung
„a“-Sicherungseinsatz	Teilbereichs-Sicherungseinsatz, Schutz für einen Teil des Ausschaltvermögensbereiches (Kurzschlusschutz)
„g“-Sicherungseinsatz	Ganzbereichs-Sicherungseinsatz, Schutz für den gesamten Ausschaltvermögensbereich (Überlast- und Kurzschlusschutz)

Betriebsklassen (Auswahl)

Typ	Beschreibung
gG	Ganzbereichssicherungseinsatz für allgemeine Anwendung
gM	Ganzbereichssicherungseinsatz zum Schutz von Motorstromkreisen
aM	Teilbereichssicherungseinsatz zum Schutz von Motorstromkreisen
gR	Ganzbereichssicherungseinsatz zum Schutz von Halbleiterbauelementen
gPV	Ganzbereichssicherungseinsatz zum Schutz von Photovoltaikanlagen

Zentrales Element eines NH-Sicherungseinsatzes ist der Schmelzleiter (Bild 2). Aufgrund ihrer hohen elektrischen Leitfähigkeit kommen üblicherweise Schmelzleiter aus Kupfer und Silber zum Einsatz [3, 4, N4]. Abhängig von der Höhe des Bemessungsstromes werden mehrere parallele Schmelzleiter verwendet. Entlang des Schmelzleiters befinden sich Reihen mit definiert verringertem Querschnitt, die als Engstellen bezeichnet werden. Diese schmelzen bei Belastung mit einem Fehlerstrom auf und leiten den Schaltvorgang ein. Die Dimensionierung des Schmelzleiters und der Engstellen bestimmt dabei maßgeblich das Zeit/Strom-Verhalten eines NH-Sicherungseinsatzes.

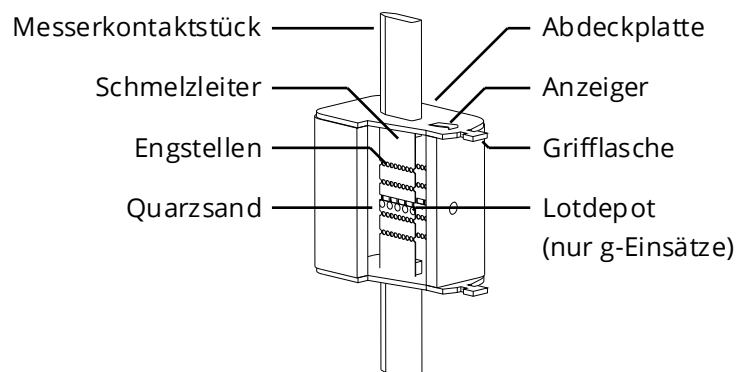


Bild 2: Grundlegender schematischer Aufbau eines NH-Sicherungseinsatzes

Die Schmelzleiter werden zwischen Messerkontaktstücke montiert, die für einen geringen Verbindungswiderstand in der Anwendung häufig versilbert sind. Die Kontaktstücke von NH-

Sicherungseinsätzen werden auch als Sicherungsmesser bezeichnet. Die Schmelzleiter befinden sich in einem mit Quarzsand gefüllten Keramikgehäuse. Mit den stirnseitigen Abdeckplatten bildet das Keramikgehäuse eine abgeschlossene, druckfeste Schaltkammer. Diese ist gemeinsam mit definierten Eigenschaften des Quarzsandes, u. a. Korngröße und Packungsdichte, eine wichtige Voraussetzung für das strombegrenzende Abschalten hoher Fehlerströme.

2.2 Funktion im Normalbetrieb und Überstrombereich

Das Betriebsverhalten von Sicherungseinsätzen ist allgemein thermisch bestimmt. Im Normalbetrieb stellt sich ein thermisches Gleichgewicht zwischen den Stromwärmeverlusten P_V des Schmelzleiters (Gleichung (1)) und der über unterschiedliche Vorgänge der Wärmeübertragung an die Umgebung abgeführten Wärmeleistung ein (Kapitel 3.2.1). Dies wird nach Norm für alle Belastungsströme $I \leq I_r$ gefordert ([N1], Kapitel 3.2).

$$P_V = I^2 R_{SL,20} (1 + \alpha_T (g - 20^\circ\text{C})) \quad (1)$$

I ... Belastungsstrom

$R_{SL,20}$... Materialwiderstand des Schmelzleiters bei einer Temperatur von 20 °C

α_T ... Temperaturbeiwert des spez. elektrischen Widerstands

Entsprechend des verringerten Querschnitts und damit erhöhter Verlustleistungsdichte erwärmen sich die Engstellen im Vergleich zum übrigen Schmelzleiter stärker. Zudem bildet sich eine im Normalbetrieb inhomogene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters aus.

Wird der Schmelzleiter mit Fehlerströmen belastet, sind die Stromwärmeverluste des Schmelzleiters höher als im gleichen Zeitintervall Wärmeleistung an die Umgebung abgeführt werden kann, sodass sich die Temperatur des Schmelzleiters abhängig von der Höhe und Dauer des Stromes stetig erhöht [4, 5]. Die Abgrenzung zum Normalbetrieb kann dabei theoretisch durch den minimalen Strom erfolgen, bei dessen Belastung sich gerade kein thermisches Gleichgewicht mehr einstellt und der Schmelzleiter innerhalb der Zeit $t \rightarrow \infty$ aufschmilzt. Er wird im Folgenden als minimaler Schmelzstrom I_{\min} bezeichnet. Dieser hängt maßgeblich von den physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs, der Geometrie des Schmelzleiters und des Sicherungseinsatzes sowie von den vorherrschenden Vorgängen der Wärmeübertragung an die Umgebung ab [5]. Da der minimale Schmelzstrom in der Praxis nur in sehr zeitaufwendigen Versuchen bestimmt werden kann, werden in der Norm DIN EN 60269-1:2015 [N1] zwei Prüfströme zum Abgrenzen des Überstrombereichs vom Normalbetrieb angegeben. Innerhalb einer vorgeschriebenen Zeit, der konventionellen Prüfdauer t_k , darf der Sicherungseinsatz bei Belastung mit dem kleinen Prüfstrom I_{nf} nicht schalten. Bei anschließender Belastung mit dem großen Prüfstrom I_f hingegen muss der Sicherungseinsatz innerhalb der konventionellen Prüfdauer t_k den Prüfstrom zuverlässig

schalten. Abhängig vom Bemessungsstrom und der Betriebsklasse der Sicherungseinsätze existieren Festlegungen für die Prüfströme und die konventionelle Prüfdauer. Für die in dieser Arbeit untersuchten NH-Sicherungseinsätze der Betriebsklasse gG gilt [N1]:

- | | |
|--|---------------------|
| ▪ konventionelle Prüfdauer | $t_k = 3 \text{ h}$ |
| ▪ kleiner Prüfstrom (engl. non-fusing current) | $I_{nf} = 1,25 I_r$ |
| ▪ großer Prüfstrom (engl. fusing current) | $I_f = 1,6 I_r$ |

Da die konventionelle Prüfdauer t_k stark begrenzt ist, ist bei bestandener Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom I_{nf} keine Aussage möglich, ob der minimale Schmelzstrom I_{min} größer oder kleiner als der kleine Prüfstrom I_{nf} ist [5]. Es bleibt dem Hersteller bei der Dimensionierung überlassen, die Lage der Zeit/Strom-Kennlinie des Sicherungseinsatzes innerhalb der normativen Vorgaben frei zu wählen [N1, N5].

Das Unterbrechen hoher Kurzschlussströme

Im Überstrombereich führen abhängig von der Höhe des Stromes unterschiedliche Mechanismen zum Aufschmelzen des Schmelzleiters. Kurzschlussströme übersteigen den Bemessungsstrom des Sicherungseinsatzes in der Regel um ein Vielfaches und haben eine schnelle, gleichzeitige Erwärmung aller Engstellen zur Folge (Bild 3, links). Bei hohen Stoßkurzschlussströmen erfolgt diese näherungsweise adiabatisch bis zum Erreichen der Schmelztemperatur des Werkstoffs. Die geschmolzenen Engstellen werden zunächst durch den umgebenden Quarzsand stabilisiert, der ein Abtropfen verhindert. Die Engstellen kontrahieren aufgrund der wirkenden elektromagnetischen Kräfte, werden in Längsrichtung auseinandergedrückt und zerreißen durch eine aus der Oberflächenspannung resultierende Zugspannung in einzelne Tropfen [6], sodass entlang des Schmelzleiters mehrere Lichtbögen in Reihe entstehen. In dieser Schmelzzeit t_s steigt der Kurzschlussstrom steil an (Bild 4, links). Da den Lichtbögen, maßgeblich durch das Schmelzen des umgebenden Quarzsandes, intensiv Energie entzogen wird, erhöht sich die Lichtbogenspannung als Summe der Teilspannungen aller einzelnen Lichtbögen. Wird die Lichtbogenspannung dauerhaft größer als der jeweilige Augenblickswert der treibenden Spannung, verringert sich der Kurzschlussstrom bis er zu null wird. Dabei wird der maximale Kurzschlussstrom auf den Durchlassstrom I_D begrenzt. Die resultierende Ausschaltzeit t_A setzt sich aus der Zeit bis zum Schmelzen der Engstellen t_s und der Lichtbogenzeit t_{LB} zusammen. Durch diesen strombegrenzenden Schaltvorgang werden hohe Kurzschlussströme in der Regel bereits vor dem Erreichen des Stoßkurzschlussstromes i_p unterbrochen (Bild 4, links) [3–5].

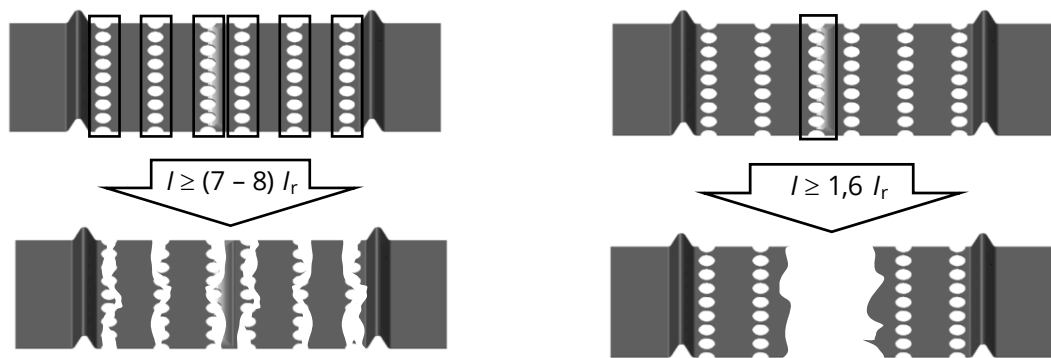


Bild 3: Grundsätzliche Wirkung der Engstellen des Schmelzleiters abhängig von der Höhe des Überstromes: Kurzschlussabschaltung (li.), Überlastabschaltung (re.) (Strombereiche nach [5])

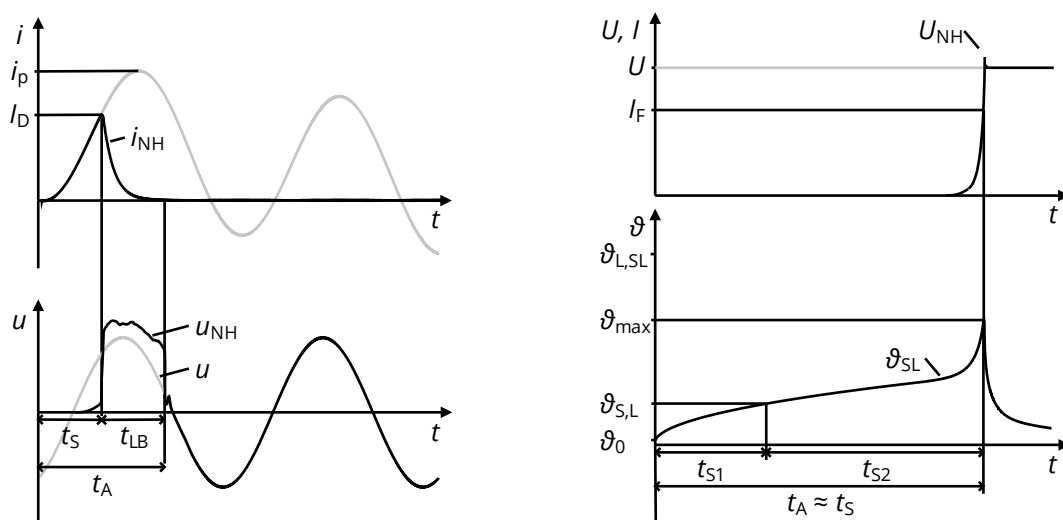


Bild 4: Schematische Darstellung des Abschaltvorgangs abhängig von der Höhe des Überstromes: strombegrenzende Kurzschlussabschaltung (li.), Überlastabschaltung (re.)

Im Bereich kleiner Überströme ist die zusätzliche Erwärmung der Engstellen durch den Fehlerstrom nicht ausreichend, um die Schmelztemperatur des Werkstoffs des Schmelzleiters in einer hinreichend kurzen Zeit zu erreichen. Jedoch wird der gesamte Sicherungseinsatz thermisch überlastet. Dies kann zu dessen Versagen und/oder zur Beschädigung benachbarter Bauteile, z. B. der Sicherungskontaktstücke, führen. Für Teilbereichssicherungen existiert daher zwischen Bemessungsstrom und minimalem Ausschaltstrom ein Strombereich, in dem der NH-Sicherungseinsatz keinen zuverlässigen Schutz bietet.

Das Unterbrechen von Fehlerströmen im Bereich kleiner Überströme

Um ein sicheres Unterbrechen aller Ströme oberhalb des minimalen Schmelzstromes zu gewährleisten, ist es notwendig, ein Aufschmelzen des Schmelzleiters bereits bei deutlich geringeren Temperaturen als der eigentlichen Schmelztemperatur zu erreichen. Dafür wird am Ort der höchsten Temperatur des Schmelzleiters, meist in der Mitte des Schmelzleiters, ein zusätzlicher Werkstoff mit deutlich geringerer Schmelztemperatur stoffschlüssig mit dem

Schmelzleiter verbunden. In der Regel werden Lote auf Zinnbasis verwendet. Aufgrund der geringeren elektrischen Leitfähigkeit im Vergleich zum Werkstoff des Schmelzleiters fließt im Lot kein wesentlicher Anteil des Belastungsstromes im Betrieb (Kapitel 5.1.1).

Treten langanhaltende geringe Überströme auf, schmilzt das Lot deutlich schneller als der Schmelzleiter und reagiert mit diesem durch Interdiffusion (Kapitel 3.3.1). Dabei bilden sich an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot intermetallische Phasen und ein geringer Teil des Schmelzleiters wird im flüssigen Lot gelöst. Diese Prozesse reduzieren den Querschnitt des Schmelzleiters und erhöhen die Resistanz. Aufgrund der geringeren elektrischen Leitfähigkeit der intermetallischen Phasen fließt der Fehlerstrom weiterhin vorwiegend im verbleibenden Querschnitt des Schmelzleiters. Bei anhaltendem Überstrom erhöhen sich die Verlustleistung und damit die Temperatur im entsprechenden Volumen. Die ablaufenden Vorgänge beschleunigen sich gegenseitig, bis der verbleibende Querschnitt des Schmelzleiters vollständig aufgelöst ist und schmilzt. Erneut führen elektromagnetische Kräfte und entstehende Oberflächenspannungen zum Zerreißen des flüssigen Schmelzleiters. Da nur ein einzelner Lichtbogen entsteht, ist dessen Spannung deutlich geringer als beim Schalten eines Kurzschlussstromes. Entsprechend brennt der Lichtbogen für eine längere Zeit, während er zeitgleich in Richtung der Messerkontaktstücke wächst und in einem natürlichen Stromnulldurchgang selbstständig erlischt (Bild 3, rechts). Wird bei wiederkehrender Spannung die elektrische Festigkeit der Lichtbogenstrecke überschritten, kann erneut ein Lichtbogen zünden. Bei geringen Überströmen kann sich dieser Vorgang mehrmals wiederholen, bis der Strom endgültig unterbrochen wird [3, 5].

Aufgrund der beschriebenen Auflösungsvorgänge des Schmelzleiters im Bereich mehrerer Minuten bis hin zu wenigen Stunden kann die Lichtbogenzeit t_{LB} im Bereich kleiner Überströme vernachlässigt werden, sodass die Ausschaltzeit t_A näherungsweise mit der Schmelzzeit t_S gleichgesetzt werden kann. Diese setzt sich zusammen aus der Zeit t_{S1} bis zum Flüssigwerden des Lotes und der Zeit t_{S2} bis zum vollständigen Aufschmelzen des Schmelzleiters (Bild 4).

Als Werkstoffe für das Lot haben sich in der Vergangenheit vorwiegend blei- und cadmiumhaltige Zinnlegierungen bewährt, deren zukünftiger Einsatz jedoch auf Grundlage der Elektro- und Elektronikgeräte-Stoff-Verordnung [7], spätestens mit Ablauf der Übergangsfrist zum 21.07.2019, nicht mehr zulässig ist. Sie werden daher seit mehreren Jahren schrittweise durch alternative Lote substituiert. Derzeit werden häufig Legierungen auf Zinnbasis mit geringen Anteilen von Kupfer oder Silber nach DIN EN ISO 9453:2014 [N6] verwendet. Auch ternäre Legierungen mit Zugabe von Bismut werden eingesetzt. Für Schmelzleiter mit diesen neuen Werkstoffkombinationen existieren bisher nur wenige Betriebserfahrungen. Ein Fokus dieser Arbeit ist es deshalb, das Betriebs- und Langzeitverhalten dieser Schmelzleiter genauer zu untersuchen (Kapitel 5).

Neben der Kombination aus Schmelzleiter- und Lotwerkstoff beeinflussen eine Vielzahl weiterer Parameter das Verhalten der Schmelzleiter im Bereich kleiner Überströme. Dazu zählen insbesondere die Geometrie der Engstelle, der Abstand des Lotdepots von der Engstelle, das Volumen und die Form des Lotdepots, aber auch die Eigenschaften des den Schmelzleiter umgebenden Mediums. Aufgrund teils komplexer Wechselwirkungen der einzelnen Parameter und vielfältiger Randbedingungen existieren in der Literatur nur wenige qualitative Aussagen über deren Einfluss [8–10].

3 NH-Sicherungseinsätze der Betriebsklasse gG

Die häufigste Anwendung von NH-Sicherungen findet sich in Elektroenergieverteilnetzen. Hier werden mehrheitlich NH-Sicherungseinsätze für allgemeine Anwendung eingesetzt (Betriebsklasse gG). Sie sind in der Lage jeden Strom oberhalb eines minimalen Ausschaltstromes bis hin zu ihrem Bemessungsausschaltvermögen zu unterbrechen und bieten als Ganzbereichssicherungseinsätze dadurch Schutz sowohl vor Kurzschlussströmen als auch vor langanhaltenden Überlastströmen.

3.1 Normen für die Anwendung von NH-Sicherungseinsätzen

Grundsätzliche Anforderungen an Niederspannungssicherungen mit strombegrenzenden Sicherungseinsätzen und Bemessungsspannungen bis 1 kV (AC) oder 1,5 kV (DC) werden in der Normenreihe DIN EN 60269 (VDE 0636) definiert. Allgemeine Anforderungen werden in der DIN EN 60269-1:2015 beschrieben [N1], zusätzliche Anforderungen für das NH-Sicherungssystem und NH-Sicherungseinsätze werden in der nationalen Norm DIN VDE 0636-2:2014 [N5] zusammengefasst. Diese Normen definieren alle betriebsrelevanten Eigenschaften von NH-Sicherungseinsätzen, um damit in der Praxis eine grundsätzliche Austauschbarkeit von Sicherungseinsätzen übereinstimmender Kenngrößen unabhängig von den jeweiligen Herstellern sicherzustellen. Darüber hinaus werden Anforderungen für den Einsatz von NH-Sicherungseinsätzen in offenen oder gekapselten NH-Sicherungsunterteilen oder auch NH-Sicherungslastschaltleisten definiert.

Der Einsatz von NH-Sicherungseinsätzen in Niederspannungsschaltgeräten wie Lastschaltern, Trennschaltern oder Schalter-Sicherungs-Einheiten ist in der Norm DIN EN 60947-3:2015 [N7] dokumentiert. Werden mehrere Niederspannungsschaltgeräte miteinander und/oder mit anderen Betriebsmitteln kombiniert, wird dies als Niederspannungs-Schaltgerätekombination bezeichnet. Anforderungen an das Betriebsverhalten in einer solchen Niederspannungs-

Schaltgerätekombination werden in der übergeordneten Normenreihe DIN EN 61439 beschrieben [N2].

Eine Sonderstellung hat der technische Bericht DIN CLC/TR 60269-5:2012 [N4]. Für die „Anwendung in Gehäusen mit eingeschränkter Wärmeabfuhr“ [N4] empfiehlt dieser für Prüfungen des Erwärmungsverhaltens zusätzlich zu den Temperaturen der Anschlüsse der NH-Sicherung auch die Temperatur der Messerkontakte der Sicherungseinsätze zu messen. Auf der Basis empirischer Erfahrungen vergangener Untersuchungen empfiehlt der Bericht als Prüfkriterium eine Grenztemperatur der Messerkontakte für den kurzzeitigen Betrieb von 130 °C sowie für den Dauerbetrieb von 100 °C. Diese Angaben des technischen Berichts sind diese Angaben jedoch nicht verpflichtend und haben nur empfehlenden Charakter.

Tabelle 2: Übersicht der Anforderungen bei der Prüfung des Erwärmungsverhaltens gemäß verschiedener Normen zur Anwendung auf NH-Sicherungseinsätze [N1–N3]

Normen	DIN EN 60269-1 DIN VDE 0636-2	DIN EN 60947-1 DIN EN 60947-3	DIN EN 61439-1
Kategorie	Sicherungseinsätze	NS-Schaltgeräte	NS-Schaltgeräte- kombinationen
Randbedingungen			
Strom	I_r	I_{th}, I_{the}	I_{nA}, I_{nC}
Umgebungstemp. ϑ_0			
▪ Prüfung	$(20 \pm 5) ^\circ\text{C}$	$(10 \dots 40) ^\circ\text{C}$	$(10 \dots 40) ^\circ\text{C}$
▪ Betrieb	$35 ^\circ\text{C}^3$	$35 ^\circ\text{C}^3$	$35 ^\circ\text{C}^3$
Anordnung	Sicherungsunterteil frei in Luft senkrechte Gebrauchslage	übliche Einbau- situation (frei in Luft bzw. im kleinsten, zugelassenen Gehäuse)	komplette Schaltgeräte- kombination
Grenzübertemperaturen stromführender Teile			
Messerkontakte ¹		keine Angaben	keine Angaben
▪ Kupfer, blank	45 K		
▪ vernickelt	70 K		
▪ versilbert	- ²		
Anschlüsse			Minimum (70 K oder Herstellerangaben)
▪ Kupfer, blank	55 K	60 K	
▪ verzinnt	65 K	65 K	
▪ versilbert, vernickelt	70 K	70 K	Cu, blank: 105 K

¹ fremdgefedert

² einzige Auflage: keine Beschädigung benachbarter Teile

³ Mittelwert über 24 h

3.2 Thermisches Verhalten von NH-Sicherungseinsätzen im Normalbetrieb

3.2.1 Aktuelle Randbedingungen im Praxiseinsatz

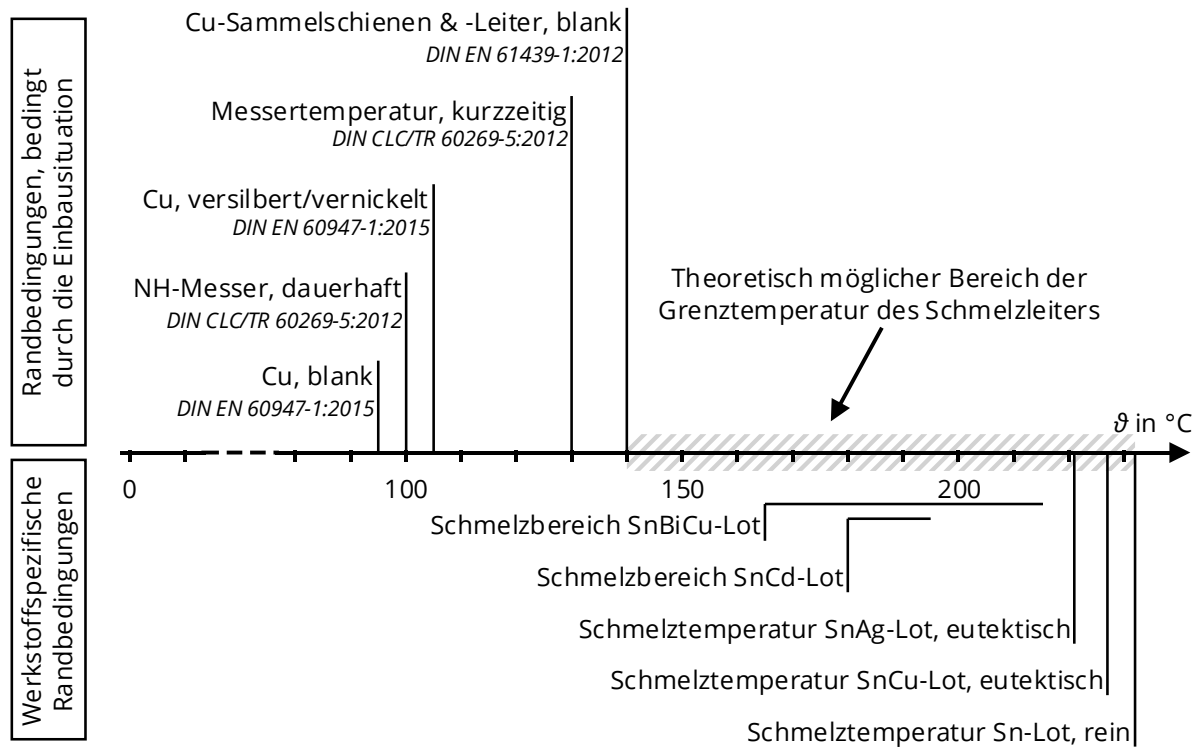


Bild 5: Übersicht der verschiedenen Randbedingungen zum Ermitteln der Grenztemperatur des Schmelzleiters für den Dauerbetrieb

Über ihre Lebensdauer müssen NH-Sicherungseinsätze (gG) dauerhaft alle Betriebsströme bis zu ihrem Bemessungsstrom zuverlässig führen und jeden Überstrom ab dem großen Prüfstrom sicher unterbrechen können. Darüber hinaus sind für die zuverlässige Koordination mit anderen Schutzgeräten im Energieversorgungsnetz Grenzwerte und Toleranzbereiche für das Zeit/Strom-Verhalten einzuhalten [N1, N5]. Für ein langzeitstabiles Verhalten dürfen sich die Eigenschaften eines NH-Sicherungseinsatzes während der Lebensdauer nicht wesentlich verschlechtern. Dies hängt maßgeblich von der Alterung des Schmelzleiters durch die thermische Beanspruchung im Betrieb ab (Kapitel 3.3). Es ist lediglich bekannt, dass ein Überschreiten der Solidustemperatur des Lotwerkstoffes zu vermeiden ist (Bild 5).

Normativ wird durch die Vorgabe von Grenztemperaturen angestrebt, ein zuverlässiges Betriebsverhalten sicherzustellen. Dabei werden NH-Sicherungen stets in ihrer Gesamtheit, bestehend aus Sicherungseinsatz und -halter, betrachtet. Da explizite Grenztemperaturen für die in der Praxis eingesetzten NH-Sicherungseinsätze mit versilberten Sicherungsmessern nicht existieren, sind die Anschlüsse der NH-Sicherung die nächstgelegenen Punkte, für deren

thermische Beanspruchung im Betrieb Grenzwerte definiert sind (Tabelle 2). Da der stromführende Querschnitt des NH-Sicherungseinsatzes und insbesondere der Schmelzleiter, verglichen mit den Anschlüssen, deutlich geringer ist, sind die Strom- und Verlustleistungsdichte entsprechend erhöht. Im Betrieb resultiert ein Temperaturgradient sowohl zwischen den Anschlüssen der NH-Sicherung und dem NH-Sicherungseinsatz als auch zwischen den Sicherungsmessern des NH-Sicherungseinsatzes und dem Schmelzleiter als wärmstem Punkt der NH-Sicherung. Diese Gradienten hängen stark von der Auslegung der NH-Sicherung, der Einbausituation sowie der aktuellen Belastung ab und sind in der Regel nicht bekannt.

Die Temperatur für die im Normalbetrieb zulässige thermische Beanspruchung des Schmelzleiters wird nach aktuellem Stand der Technik neben der Solidustemperatur des Lotwerkstoffes lediglich von den normativ vorgegebenen Grenztemperaturen der gesamten NH-Sicherung begrenzt. Daraus resultiert ein theoretisch möglicher „thermischer Arbeitsbereich“ des Schmelzleiters für den Dauerbetrieb (Bild 5). Konkrete physikalisch begründete Bedingungen für den langzeitstabilen Betrieb von Schmelzleitern für NH-Sicherungseinsätze existieren bisher nicht.

Ausgehend von hohen Grenztemperaturen benachbarter Betriebsmittel [N2], folgt auch das Bestreben, die Temperaturen der NH-Sicherungseinsätze im Betrieb zu erhöhen. Es ist bisher nicht bekannt, inwieweit die thermische Beanspruchung innerhalb des möglichen Temperaturbereichs des Schmelzleiters dauerhaft erhöht werden kann, ohne die Zuverlässigkeit der NH-Sicherung im Normalbetrieb als auch im Fehlerfall unzulässig zu beeinträchtigen. Es ist daher der Einfluss einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung des Schmelzleiters in der Praxis und dessen Langzeitverhalten im Normalbetrieb und Fehlerfall zu untersuchen. Daraus sollen physikalisch begründete Bedingungen für einen zuverlässigen Betrieb des gesamten NH-Sicherungseinsatzes hergeleitet werden.

3.2.2 Die Erwärmung bei stationärer Belastung

Die Ursache der Erwärmung elektrotechnischer Betriebsmittel ist insbesondere auf die ohmschen Verluste stromführender Bauteile zurückzuführen. Neben den Stromwärmeverlusten können weitere Wärmequellen wie dielektrische Verluste in Isolierstoffen, Hysterese- und Wirbelstromverluste oder Sonnen- und Himmelsstrahlung bei Freiluftaufstellung zur Erwärmung beitragen [11]. Für die untersuchten Sicherungseinsätze sind diese zusätzlichen Wärmequellen aber in der Regel nicht relevant. Im Fall einer stationären Belastung wird die im Sicherungseinsatz erzeugte bzw. eingebrachte Wärmeleistung durch die Vorgänge der Wärmeleitung, Wärmestrahlung und des konvektiven Wärmeübergangs an die Umgebung abgegeben. Die Erwärmung des Sicherungseinsatzes und insbesondere des Schmelzleiters wird von dieser Leistungsbilanz bestimmt und das Betriebsverhalten der Sicherungseinsätze ist stark an die

thermischen Randbedingungen in der jeweiligen Einbausituation gekoppelt. Um grundsätzliche Kriterien zur zulässigen thermischen Beanspruchung von NH-Sicherungseinsätzen zu bestimmen, ist daher das thermische Verhalten der Sicherungseinsätze in der Praxis zu untersuchen.

Stromwärmeverluste

Stromwärmeverluste P_V werden allgemein vom Belastungsstrom I und dem temperaturabhängigen ohmschen Widerstand R des stromführenden Bauteils bestimmt (Gleichung (2)). Der Einfluss magnetischer Wechselfelder wird über den Stromverdrängungsfaktor k berücksichtigt. Für Sicherungseinsätze, die mit einem Wechselstrom bei Netzfrequenz belastet werden, ist der Einfluss der Stromverdrängung vernachlässigbar [12].

$$P_V = k I^2 R(\vartheta) \quad (2)$$

Der elektrische Widerstand ist im untersuchten Temperaturbereich linear von der Temperatur abhängig. Diese Abhängigkeit wird über den Temperaturbeiwert α_T des Widerstands und den Bezugswert R_{20} des Widerstands bei der Temperatur von $\vartheta = 20^\circ\text{C}$ beschrieben:

$$R(\vartheta) = R_{20} (1 + \alpha_T (\vartheta - 20^\circ\text{C})) \quad \text{mit } \alpha_T = 0,0039 \text{ K}^{-1} \quad [13] \quad (3)$$

Wärmeleitung

Wärmeleitung tritt innerhalb von Stoffen und unabhängig vom Aggregatzustand sowie unter der Voraussetzung eines Temperaturgradienten auf. Der Energietransport durch Wärmeleitung ist stoffgebunden und erfolgt über Atome, Moleküle bzw. Elektronen als Träger der Energie. Die über Wärmeleitung übertragene Wärmeleistung berechnet sich nach dem *Fourier'schen* Gesetz der Wärmeleitung:

$$P_L = -\lambda A \text{grad } \vartheta \quad (4)$$

λ ... Wärmeleitfähigkeit des Stoffes

A ... vom Wärmestrom senkrecht durchsetzte Fläche

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist eine spezifische Eigenschaft des Stoffes und ist bei festen Stoffen maßgeblich von der Temperatur ϑ abhängig. Da die Temperaturabhängigkeit im betrachteten Temperaturbereich relativ gering ist, wurde mit einer konstanten Wärmeleitfähigkeit gerechnet [11, 14–17].

Wärmeübergang durch Konvektion

Der Wärmeübergang durch Konvektion, im Weiteren kurz als Konvektion bezeichnet, umfasst die Wärmeübertragung zwischen einem festen Stoff und einem bewegten Fluid, z. B. zwischen einer beheizten Wand und der Umgebungsluft. Der Energietransport erfolgt dabei zwischen der Wand und der Luft als bewegtem Fluid über Wärmeleitung sowie innerhalb des Fluides durch dessen

Bewegung. Die Art und Ursache der Bewegung beeinflusst den Wärmeübergang wesentlich. Es wird in laminare Strömung (gerichtete Bewegung) und turbulente Strömung (ungerichtete Bewegungen) unterschieden. Resultiert die Bewegung des Fluides aus der Dichtedifferenz, hervorgerufen durch unterschiedliche Temperaturen innerhalb des Fluides, wird dies als freie Konvektion bezeichnet. Sind die Ursache Druckdifferenzen, die z. B. durch Lüfter oder Pumpen verursacht werden, handelt es sich um erzwungene Konvektion. Für die untersuchten Einbausituationen der Sicherungsansätze erfolgt die Wärmeübertragung ausschließlich durch freie Konvektion bei einer maßgeblich turbulenten Strömung. Die dabei übertragene Wärmeleistung kann auf Grundlage der Gleichung des Wärmeübergangs nach *Newton* (Gleichung (5)) berechnet werden (Gleichung (6)).

$$P = \alpha O \Delta \vartheta \quad (5)$$

$$P_K = \alpha_K O_K \Delta \vartheta = \alpha_K O_K (\vartheta_1 - \vartheta_0) \quad (6)$$

α_K ... konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
 O_K ... Oberfläche des umströmten Körpers
 ϑ_1 ... Temperatur des umströmten Körpers
 ϑ_0 ... Temperatur des unbeeinflussten Fluides

Der Wärmeübergangskoeffizient α_K beschreibt alle Eigenschaften, die die Konvektion kennzeichnen. Dies sind die Geometrie des umströmten Körpers, die Temperatur- und Geschwindigkeitsverteilung im bewegten Fluid und dessen relevante Stoffeigenschaften. Analytisch kann der Wärmeübergangskoeffizient α_K nur für wenige Sonderfälle mit engen Randbedingungen berechnet werden. Neben der ebenfalls sehr zeitaufwendigen numerischen Berechnung wird der Wärmeübergangskoeffizient für technisch relevante Anordnungen oftmals experimentell bestimmt. Mit der Ähnlichkeitstheorie² können innerhalb bestimmter Grenzen die Ergebnisse aus experimentellen Modelluntersuchungen auf ähnliche Anwendungsfälle übertragen werden. Dies erfolgt mit Ähnlichkeitskriterien, die abhängig von der jeweiligen Strömung variieren. Für freie Konvektion sind das neben der *Nusselt-Zahl* Nu , die *Grashof-Zahl* Gr und die *Prandtl-Zahl* Pr . Der Wärmeübergangskoeffizient α_K kann über die *Nusselt-Zahl* Nu berechnet werden (Gleichung (7)), die wiederum eine Funktion der *Grashof-Zahl* Gr und der *Prandtl-Zahl* Pr ist (Gleichung (8)). Ähnlichkeitsfunktionen, die den experimentell bestimmten Zusammenhang zwischen den Ähnlichkeitskriterien darstellen, sind für verschiedene Anwendungsfälle in der Literatur angegeben (z. B. [11], [17], [18]).

² Die Ähnlichkeitstheorie geht davon aus, dass die Beschreibung eines physikalischen Problems anhand dimensionsloser Kennzahlen, unabhängig vom gewählten Maßstab, möglich ist. Durch Ändern der jeweiligen Bezugsgrößen lassen sich ähnliche Anwendungsfälle ineinander überführen [16, 17].

$$\alpha_k = Nu \frac{\lambda}{l_w} \quad (7)$$

$$Nu = f(Gr Pr) \quad (8)$$

$$Gr = \frac{g \beta l_w^3}{\nu^2} \Delta \vartheta \quad (9)$$

$$Pr = \frac{\nu \delta c_p}{\lambda} \quad (10)$$

λ ... Wärmeleitfähigkeit des Fluides
 l_w ... charakteristische Länge
 g ... Fallbeschleunigung
 β ... Volumenausdehnungskoeffizient
 ν ... kinematische Viskosität
 δ ... Dichte
 c_p ... spezifische Wärmekapazität,

Für die freie Konvektion wird häufig der Zusammenhang

$$Nu = f(Gr Pr) = c_1 (Gr Pr)^{n_1} \quad (11)$$

verwendet. Werden die Gleichungen (9) bis (11) in Gleichung (7) eingesetzt, kann der Wärmeübergangskoeffizient α_k vollständig bestimmt werden.

$$\alpha_k = \frac{\lambda}{l_w} c_1 \left(\frac{g \beta l_w^3 \Delta \vartheta \delta c_p}{\nu \lambda} \right)^{n_1} \quad (12)$$

Mit dem Stoffwertkoeffizienten k_s (Gleichung (13)), der die Eigenschaften des Fluides abhängig vom Druck p und der mittleren Temperatur ϑ_m beschreibt, vereinfacht sich Gleichung (12) zu Gleichung (14). Der Stoffwertkoeffizient k_s ist in der Literatur für verschiedene Fluide angegeben (z. B. [11], [19], [20]). [11, 15–17]

$$k_s = f(p, \vartheta_m) = \frac{g \beta \delta c_p}{\nu \lambda} \quad (13)$$

$$\alpha_k = \frac{\lambda}{l_w} c_1 (k_s \Delta \vartheta l_w^3)^{n_1} \quad (14)$$

Wärmetransport durch einen Volumenstrom

Erwärmt sich ein Fluid inhomogen, z. B. innerhalb von Gehäusen elektrotechnischer Betriebsmittel, resultieren daraus analog zum Wärmeübergang bei Konvektion lokale Dichte- und Druckdifferenzen, die einen Volumenstrom Q durch das Gehäuse zur Folge haben. Dabei handelt es sich um eine natürliche Belüftung. Der Volumenstrom Q wird maßgeblich durch den thermischen Auftrieb des Fluides über der Höhe h des Gehäuses und der resultierenden Druckdifferenz Δp bestimmt:

$$\Delta p = g h (\delta_0 - \delta_1) \quad (15)$$

δ_0 ... Dichte des einströmenden Fluides

δ_1 ... Dichte des Fluides innerhalb des Gehäuses

Die untersuchten Einbausituationen der Sicherungseinsätze sind ausschließlich natürlich belüftet. Ein Volumenstrom kann aber auch von einer externen Zwangsbelüftung, z. B. durch einen Lüfter, verursacht werden. Die über den Volumenstrom Q transportierte Wärmeleistung kann mit Gleichung (16) berechnet werden. [16, 20, 21]

$$P = c_p \delta Q \Delta \vartheta \quad (16)$$

Wärmestrahlung

Die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung ist nicht an einen Stoff gebunden, sondern erfolgt über elektromagnetische Wellen. Sie findet direkt zwischen zwei Oberflächen von der wärmeren zur kälteren Oberfläche statt. Dies können Oberflächen fester und flüssiger Stoffe, aber auch Gase sein. Die durch Strahlung übertragene Energie ist abhängig von der Wellenlänge. Mit höherer Temperatur verschiebt sich das Maximum der durch Strahlung übertragbaren Energie zu kleineren Wellenlängen. Im relevanten Temperaturbereich für den Betrieb von Sicherungseinsätzen findet die Wärmeübertragung maßgeblich im Bereich infraroter Strahlung statt. Das Strahlungsvermögen eines realen Körpers wird in Bezug auf das Strahlungsvermögen des idealen „Schwarzen Körpers“ angegeben. Dieser emittiert bei jeder Temperatur stets die maximal mögliche Strahlung. Der Emissionsgrad ε eines realen Körpers gibt dessen Strahlungsintensität im Vergleich zum idealen „Schwarzen Körper“ an. Der Emissionsgrad ist abhängig von der Wellenlänge und somit von der Temperatur des Körpers. Für die Berechnung elektrotechnischer Betriebsmittel kann in guter Näherung ein gemittelter, konstanter Emissionsgrad verwendet werden [16].

Die zwischen zwei Oberflächen ausgetauschte Strahlungsleistung kann mit dem *Stefan-Boltzmann*-Gesetz nach Gleichung (17) berechnet werden.

$$P_s = \varepsilon_{12} O_1 C_s 10^{-8} (T_1^4 - T_2^4) \quad (17)$$

C_s ... Strahlungskoeffizient des ideal „Schwarzen Körpers“

ε_{12} ... gemeinsamer Emissionsgrad

O_1 ... Oberfläche des wärmeabgebenden Körpers

T_1 ... absolute Temperatur des wärmeabgebenden Körpers

T_2 ... absolute Temperatur des wärmeaufnehmenden Körpers

Der gemeinsame Emissionsgrad ε_{12} beschreibt allgemein den resultierenden Emissionsgrad der strahlenden Körper 1 und 2 unter Berücksichtigung der beteiligten Oberflächen O_1 und O_2 :

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{f_{12}} - 1 + \frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{O_1}{O_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)} \quad (18)$$

Anhand des Sichtfaktors f_{12} wird die Ausrichtung der Oberflächen zueinander charakterisiert. Der Sichtfaktor kann aus der Geometrie der Oberflächen berechnet werden. Unter der Bedingung, dass die Strahlungsleistung näherungsweise nur zwischen den beiden Oberflächen ausgetauscht wird, ist der Sichtfaktor $f_{12} = 1$. In diesem Fall vereinfacht sich Gleichung (18) zu Gleichung (19). Diese Bedingung trifft für eine Vielzahl der strahlenden Flächen in den untersuchten Einbausituationen der Sicherungseinsätze zu.

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{O_1}{O_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)} \quad (19)$$

Basierend auf dem Wärmeübergang nach *Newton* (Gleichung (20)) kann mit Gleichung (17) der Wärmeübergangskoeffizient α_s für Strahlung bestimmt werden (Gleichung (21)). [11, 15–17]

$$P_s = \alpha_s O_1 (\vartheta_1 - \vartheta_2) \quad (20)$$

$$\alpha_s = \frac{\varepsilon_{12} C_s 10^8 (T_1^4 - T_2^4)}{\vartheta_1 - \vartheta_2} \quad (21)$$

3.3 Langzeitverhalten von Schmelzleitern

Belastungen im Normalbetrieb eines NH-Sicherungseinsatzes führen während der Lebensdauer zu einer Alterung des Schmelzleiters. Auf Basis bekannter Alterungsmechanismen stromführender Verbindungen und praktischer Erfahrungen beim Betrieb von NH-Sicherungseinsätzen können für Schmelzleiter potentiell relevante Alterungsmechanismen identifiziert werden (Tabelle 3). Diese beeinträchtigen, abhängig von der Zeit und der Höhe der auftretenden Belastungen, die elektrischen und/oder mechanischen Eigenschaften des Schmelzleiters und können die Lebensdauer verringern. Darüber hinaus kann die Alterung des Schmelzleiters im Normalbetrieb das Zeit/Strom-Verhalten im Fehlerfall beeinflussen. [8–10, 22–29]

Tabelle 3: Übersicht potentieller Alterungsmechanismen von Schmelzleitern [8–10, 22–29][8–10, 22–29]

Alterungsmechanismus	Wirkung bezogen auf den Schmelzleiter
Interdiffusion <i>Diffusion zwischen Schmelzleiter und Lot</i>	<ul style="list-style-type: none"> Wachstum intermetallischer Phasen mit schlechteren elektrischen und mechanischen Eigenschaften → Erhöhter Widerstand im Bereich der Engstelle mit Lotdepot → verringerte Schmelzzeiten im Bereich kleiner Überströme
Chemische Reaktion <i>Reaktion des Schmelzleiters und/oder Lotdepots mit der Umwelt</i>	<ul style="list-style-type: none"> Wachstum isolierender Fremd- und Oxidschichten auf der Oberfläche des Schmelzleiters und/oder des Lotdepots → Verringern des Schmelzleiterquerschnitts und Verringern des Volumens des Lotdepots → Erhöhter Widerstand des Schmelzleiters → Verändertes Schaltverhalten im Fehlerfall
Thermische Ermüdung <i>Mechanische Beanspruchung durch zyklische Belastung</i>	<ul style="list-style-type: none"> Thermisch induzierte mechanische Spannungen im Schmelzleiter durch zyklische Strombelastung im Betrieb → Elastische bzw. elastisch-plastische Dehnungen → Mechanisches Versagen des Schmelzleiters
Elektromigration <i>Gerichteter Materialtransport durch sehr hohe Stromdichten</i>	<ul style="list-style-type: none"> Bilden zusätzlicher Leerstellen bzw. Materialansammlungen im Bereich der Engstellen → Erhöhte Verlustleistung in den Engstellen → Insbesondere bei DC-Belastung, auch bei AC und hohen Stromdichten möglich

Eine Alterung der Schmelzleiter durch thermische Ermüdung findet bei einer hohen zyklischen oder impulsförmigen Strombelastung im Betrieb statt. Maßgeblich tritt thermische Ermüdung bei Schmelzleitern zum Schutz von Halbleiterbauelementen auf (Betriebsklasse gR, Tabelle 1, Seite 4) [24, 27]. Ein Einfluss auf die Lebensdauer von Schmelzleitern in Sicherungseinsätzen der Betriebsklasse gG ist bei aktuellen Betriebsbedingungen nicht zu erwarten. Dies gilt auch für eine Alterung der Schmelzleiter durch Elektromigration, da selbst bei Bemessungsbetrieb die notwendigen kritischen Stromdichten nicht erreicht werden [30]. Die maßgeblichen Alterungsmechanismen für Schmelzleiter von NH-Sicherungseinsätzen der Betriebsklasse gG sind die Interdiffusion und die chemische Reaktion.

Die Alterung durch chemische Reaktion findet hauptsächlich durch Oxidation des Schmelzleiters mit dem umgebenden Luftsauerstoff statt. Vor allem Kupferschmelzleiter für den ausschließlichen Kurzschlusschutz können durch Oxidation im Bereich der Engstellen stark altern. Ursache dafür sind hohe Temperaturen im Normalbetrieb und ein großer Temperaturgradient entlang des Schmelzleiters [22, 31]. Bei hoher thermischer Beanspruchung tritt im Normalbetrieb bei Sicherungseinsätzen für den Ganzbereichsschutz auch die Oxidation des Lotdepots auf. Es ist nicht bekannt, inwieweit dabei das Verhalten und die Funktion der Schmelzleiter im Langzeitbereich beeinträchtigt werden.

Die Alterung durch Interdiffusion beeinflusst das Langzeitverhalten des Schmelzleiters in besonderem Maße. Für den zuverlässigen Schaltvorgang im Bereich kleiner Überströme ist eine möglichst hohe Reaktionsgeschwindigkeit notwendig (vgl. Kapitel 2.2). Im Normalbetrieb ist die Interdiffusion zwischen Schmelzleiter und Lot zu vermeiden, da durch diese der Querschnitt des Schmelzleiters verringert und der Widerstand im Bereich der Engstelle mit Lotdepot erhöht wird. Bisherige Untersuchungen zum Einfluss der Interdiffusion konzentrierten sich vor allem auf die Auswirkungen zeitlich begrenzter und teils zyklischer Belastungen im Überstrombereich auf die Alterung des Schmelzleiters im Normalbetrieb und den Einfluss auf das Zeit/Strom-Verhalten im Fehlerfall [8, 10, 23, 25, 31]. Dabei führte übereinstimmend nur eine Beanspruchung oberhalb der Solidustemperatur des Lotes zu einer signifikanten Alterung durch Interdiffusion. Die Folge waren höhere Temperaturen im Normalbetrieb und verkürzte Schmelzzeiten im Bereich kleiner Überströme. Bei Temperaturen unterhalb der Solidustemperatur des Lotes wurde keine relevante Alterung des Schmelzleiters durch Interdiffusion festgestellt. Die untersuchten Zeitbereiche beschränkten sich auf die Dauer weniger Stunden bis hin zu einigen Wochen. Verglichen mit der geplanten Lebensdauer eines NH-Sicherungsseinsatzes innerhalb einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination von mehreren Jahrzehnten ist dies sehr kurz. Auswirkungen einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung im Normalbetrieb (Kapitel 3.2) wurden bisher nicht untersucht. Um ein langzeitstabiles Verhalten des Schmelzleiters sicherzustellen, ist daher insbesondere die Alterung des Schmelzleiters durch Interdiffusion bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes zu untersuchen.

3.3.1 Alterung durch Interdiffusion

Grundlagen

Der thermisch aktivierte Platzwechsel von Atomen, Ionen oder anderen Teilchen wird als Diffusion bezeichnet und läuft bei allen Aggregatzuständen ab. Ursache für die Diffusion sind Konzentrationsunterschiede im Gefüge und das Streben eines Systems nach maximaler Entropie. Platzwechselvorgänge gittereigener Teilchen eines einphasigen, homogenen Körpers werden als Selbstdiffusion bezeichnet. Technisch relevanter sind Diffusionsvorgänge in mehrphasigen, inhomogenen Körpern. Diese Platzwechselvorgänge hin zu gitterfremden Bausteinen werden als Interdiffusion bezeichnet und führen zu einem gerichteten Materialtransport. Voraussetzung dafür ist die teilweise Löslichkeit der beteiligten Stoffe ineinander [32–35].

Platzwechselvorgänge können über Zwischengitterplätze, Leerstellen oder den direkten Platzwechsel zweier Teilchen erfolgen [32, 36]. Abhängig vom Weg der diffundierenden Teilchen wird in Volumendiffusion und Grenzflächendiffusion unterschieden. Volumendiffusion beschreibt die Teilchenbewegung im Inneren des Atomgitters. Bei der Grenzflächendiffusion bewegen sich

die Teilchen entlang stärker gestörter Bereiche. Das können Versetzungen, Korngrenzen oder auch die äußere Oberfläche sein (Bild 6, links). Die Atome im Bereich von Gitterstörungen sind weniger stark gebunden, sodass die zur Aktivierung der Grenzflächendiffusion notwendige Energie geringer ist als bei der Volumendiffusion. Bei niedrigen Temperaturen ist damit die Reaktionsgeschwindigkeit der Grenzflächendiffusion wesentlich größer (Bild 6, rechts). Bei höheren Temperaturen dominiert zunehmend die Volumendiffusion, da dieser ein bedeutend größerer Querschnitt zur Verfügung steht [33].

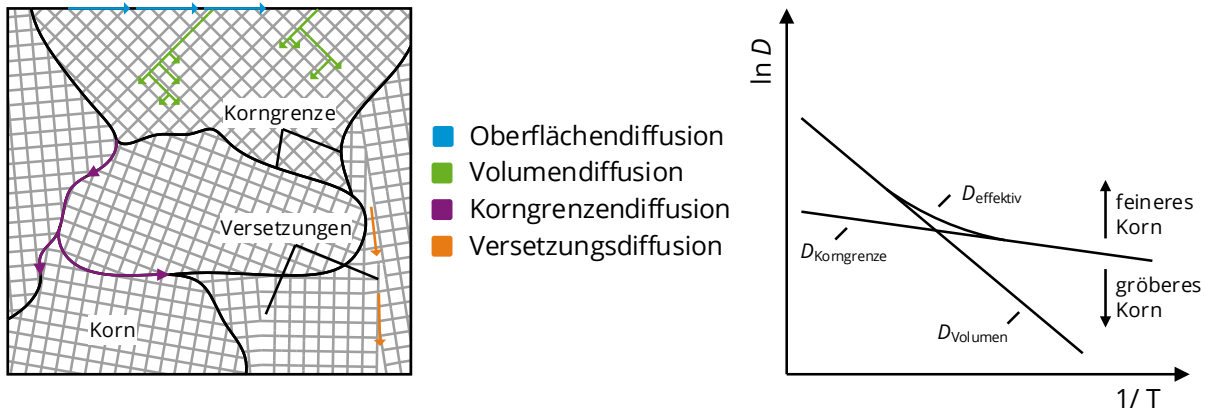


Bild 6: Diffusionsmechanismen (links) [32, 33] und Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten in der Arrheniusdarstellung bei gleichzeitiger Korngrenzen- und Volumendiffusion (rechts) [37]

Die zeitlichen und örtlichen Konzentrationsänderungen können mit den *Fick'schen Gesetzen* beschrieben werden [36]. Das erste *Fick'sche* Gesetz beschreibt die Proportionalität des Teilchenstromes J zum Gradienten der Konzentration c mit dem Diffusionskoeffizienten D als Proportionalitätsfaktor. Für eine eindimensionale Richtung des Diffusionsvorgangs gilt:

$$J = -D \frac{\partial c}{\partial x} \quad (22)$$

J ... Teilchenstromdichte
 c ... Konzentration
 D ... Diffusionskoeffizient

Das zweite *Fick'sche* Gesetz ergänzt diesen Zusammenhang um eine Zeitabhängigkeit der Konzentration c :

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (23)$$

Dabei ist der Diffusionskoeffizient D ein Maß für die Diffusionsgeschwindigkeit. Er hängt über eine Arrheniusbeziehung in starkem Maß von der Temperatur T ab (Bild 6, rechts):

$$D = D_0 e^{-\frac{Q}{RT}} \quad (24)$$

D_0 ... Frequenzfaktor
 Q ... Aktivierungsenergie
 T ... absolute Temperatur
 R ... universelle Gaskonstante

Der Frequenzfaktor D_0 und die Aktivierungsenergie Q sind temperaturunabhängig, können jedoch bei verschiedenen Diffusionsmechanismen bzw. deren Überlagerung variieren. Eine geschlossene Lösung der Gleichungen (22) bis (24) ist aufgrund der komplexen Vorgänge nur für wenige Sonderfälle und unter definierten Randbedingungen möglich [33, 36, 37]. Insbesondere für die technische Anwendung wird die Diffusion häufig mit Näherungsgleichungen beschrieben.

Basierend auf der Beweglichkeit der diffundierenden Teilchen erhöht sich der Diffusionskoeffizient beim Wechsel vom festen in den flüssigen Aggregatzustand um ein Vielfaches [35, 38]. Dieser Effekt wird zum Aufschmelzen des Schmelzleiters für den Schaltvorgang im Bereich kleiner Überströme genutzt (Kapitel 2.2). So erhöht sich die Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion im System Cu-Sn beim Phasenübergang von Zinn um etwa drei Zehnerpotenzen im Vergleich zum festen Zustand [39].

Interdiffusion zwischen Schmelzleiter und Lotdepot

Bei Schmelzleitern der Betriebsklasse gG (Kapitel 3.4) findet die Interdiffusion zwischen Kupfer und Zinn, den Werkstoffen des Schmelzleiters und des Lotes, statt. Im System Kupfer-Zinn existieren im Temperaturbereich $\vartheta < 232\text{ °C}$ drei intermetallische Phasen (Bild 7). Bereits bei Raumtemperatur bilden sich die ε -Phase (Cu_3Sn) und die zinnreichere η' -Phase bzw. η -Phase (beide Cu_6Sn_5). Bei einer Temperatur von ca. 190 °C wandelt sich die η' -Phase in die η -Phase um [40]. In experimentellen Untersuchungen wurde festgestellt, dass diese Umwandlung der Phasen das Wachstumsverhalten der η' - und η -Phase nicht grundsätzlich beeinflusst [41]. Es wird im Weiteren daher nicht zwischen den beiden Phasen unterschieden. Die intermetallischen Phasen (IMP) haben deutlich schlechtere elektrische und mechanische Eigenschaften als die Ausgangswerkstoffe (Tabelle 4). Mit zunehmender Dicke der IMP führt das zu erhöhten elektrischen Widerständen des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot.

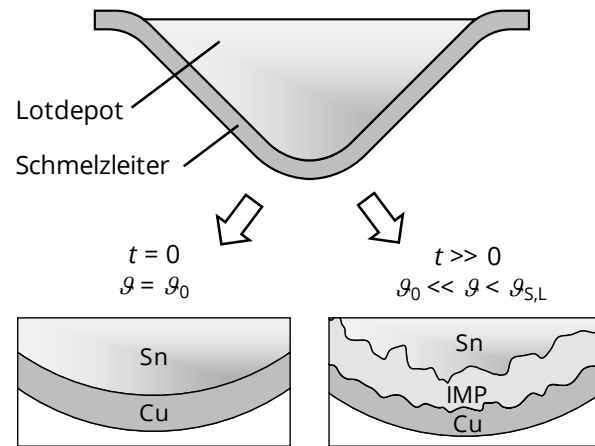
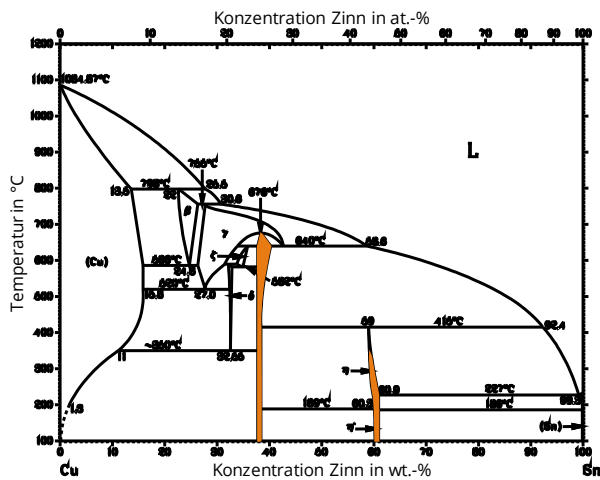


Bild 7: Phasendiagramm des Systems Cu-Sn, intermetallische Phasen (IMP) markiert [40]

Bild 8: Schematische Darstellung des Wachstums der IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lotdepot

Tabelle 4: Ausgewählte Eigenschaften der Metalle Kupfer und Zinn sowie ihrer intermetallischen Phasen

Eigenschaft	Kupfer		Zinn		η'/η -Phase		ε -Phase	
Summenformel	Cu		Sn		Cu ₆ Sn ₅		Cu ₃ Sn	
Schmelztemperatur ϑ in °C	1083	[13]	232	[42]	415	[40]	676	[40]
Elektrische Leitfähigkeit κ in MS m ⁻¹	55-57	[13]	8,3	[42]	8,2	[43]	4,9	[44]
Temperaturbeiwert α_T in 10 ⁻³ K ⁻¹	3,81	[13]	4,5	[42]	0,45	[43]	0,20	[44]
Wärmeleitfähigkeit λ in W m ⁻¹ K ⁻¹	385	[13]	64	[42]	-		-	
Vickershärte in HV _{0,005}	95	[45]	7	[45]	539	[45]	472	[45]

An der Grenzfläche Kupfer/Zinn bildet sich zunächst die η -Phase. Bei anhaltender thermischer Beanspruchung wächst an der Grenzfläche Kupfer/ η -Phase zusätzlich die ε -Phase. Abhängig von der Zeit kann die η -Phase vollständig in die stabilere ε -Phase umgewandelt werden [46, 47]. Die Wachstumsgeschwindigkeit und damit die Dicke der η -Phase sind unterhalb der Schmelztemperatur des Zinns stets größer als die der ε -Phase. Aufgrund der geringeren Aktivierungsenergie zum Bilden der η -Phase nimmt der Anteil dieser an der Gesamtdicke der IMP bei höheren Temperatur stetig zu [45, 48]. Im Temperaturbereich von 160 °C bis 190 °C kommt es zum Wechsel des geschwindigkeitsbestimmenden Diffusionsmechanismus (vgl. Bild 6, rechts). Bei geringeren Temperaturen bestimmt die Korngrenzendiffusion die Wachstumsgeschwindigkeit. Oberhalb von 190 °C ist die Volumendiffusion geschwindigkeitsbestimmend [41, 45].

Kupfer und Zinn besitzen unterschiedliche Diffusionskoeffizienten. Im Temperaturbereich $> 170\text{ }^{\circ}\text{C}$ dominiert die Diffusion von Zinn. Die ursprüngliche Grenzfläche Kupfer/Zinn verschiebt sich in Richtung des Zinns und befindet sich nach Untersuchungen bei einer Temperatur von 220°C etwa mittig innerhalb der gebildeten η -Phase [48, 49]. Bei geringeren Temperaturen

wandert die ursprüngliche Grenzfläche zunehmend in Richtung des Kupfers. Im Temperaturbereich von 20 °C bis 70 °C dominiert die Diffusion des Kupfers [50].

Entsprechend der möglichen Diffusionsmechanismen wird das Wachstum der IMP auch durch das Gefüge der beteiligten Werkstoffe beeinflusst. So unterscheiden sich die Wachstumsgeschwindigkeiten der η - und ε -Phase mit poly- und monokristallinem Kupfer deutlich voneinander [51]. Für die Summe der Dicke aus η - und ε -Phase wurden nur sehr geringe Unterschiede der Wachstumsgeschwindigkeit festgestellt. Der Einfluss zusätzlicher Legierungselemente auf das Wachstum der IMP, z. B. in zinnbasierten Loten, wird in mehreren Untersuchungen behandelt [29, 51–54]. Bereits geringe Anteile an Fremdatomen können die Diffusionsgeschwindigkeit reduzieren, da der Konzentrationsgradient an der Grenzfläche verringert wird. Zudem verringern einige Legierungselemente die Schmelztemperatur des Lotes. Dadurch wird bei derselben Temperatur die Diffusionsgeschwindigkeit im Vergleich zum reinen Zinn tendenziell erhöht. Besonders eutektische Legierungen erstarren in einem sehr feinkörnigen Gefüge mit einem deutlich höheren Anteil an Korngrenzen und dadurch erhöhter Diffusionsgeschwindigkeit. Diese gegenläufigen Effekte führen dazu, dass das Phasenwachstum bei zinnreichen Legierungen häufig vergleichbar mit dem eines reinen Zinns ist. Bei Untersuchungen von zinnhaltigen Loten mit Zusätzen von Cadmium oder Bismut wurde festgestellt, dass diese Elemente sich bevorzugt an der Grenzfläche zwischen η -Phase und Lot anlagern. Besonders bei langen Beanspruchungszeiten wirken diese Schichten als Diffusionsbarriere und verringern die Diffusionsgeschwindigkeit [29, 51]. Im Bereich kleiner Überströme kann dies zu verlängerten Schmelz- und damit Schaltzeiten führen [8, 29].

Abhängig von der Dauer und der Höhe der thermischen Beanspruchung bilden sich teils sehr dicke IMP, die den verbleibenden Querschnitt des Schmelzleiters reduzieren. Darüber hinaus wird das Konzentrationsprofil an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot beeinflusst. Vor allem bei langen Beanspruchungszeiten wirken dicke IMP als Diffusionsbarrieren, die das weitere Phasenwachstum hemmen und die Diffusionsgeschwindigkeit reduzieren [52]. Es ist daher zu untersuchen, inwieweit das Wachstum der IMP bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung das Langzeitverhalten im Normalbetrieb und vor allem das Zeit/Strom-Verhalten im Bereich kleiner Überströme beeinflusst.

3.3.2 Alterung durch Oxidation

Grundlagen

Durch die chemische Reaktion mit dem umgebenden Luftsauerstoff bilden sich abhängig von der Zeit und der Temperatur auf der Oberfläche des Schmelzleiters und des Lotdepots Oxidschichten.

Ein Einbetten des Schmelzleiters in Quarzsand kann dabei die Oxidation nicht verhindern, sondern verringert höchstens deren Reaktionsgeschwindigkeit [22].

Die Oxidation erfolgt bei den für Schmelzleiter der Betriebsklasse gG relevanten Metallen Kupfer und Zinn allgemein in zwei Phasen. Unter natürlicher Atmosphäre wird aufgrund freier Valenzen der Metallatome an der Oberfläche sehr schnell Sauerstoff adsorbiert. Ab einer bestimmten Dicke der Schicht des angelagerten Sauerstoffs ist die Oxidation des Metalls energetisch günstiger als die weitere Adsorption des Sauerstoffs. Es bilden sich erste Oxidkeime, die vorwiegend lateral bis zu einer dünnen, geschlossenen Oxidschicht heranwachsen. Diese Anfangsphase verläuft durch den direkten Kontakt der Reaktionspartner meist sehr schnell. Anschließend beginnt das vertikale Schichtwachstum. Die Wachstumsgeschwindigkeit verringert sich dabei mit zunehmender Dicke der Schicht, da für die weitere Reaktion mindestens einer der Reaktionspartner durch die Oxidschicht diffundieren muss. Die Diffusion wird bestimmend für die Reaktionsgeschwindigkeit der Oxidation. Durch Volumenunterschiede zwischen Grundwerkstoff und der Oxidschicht entstehen während des Schichtwachstums mechanische Spannungen, die zum Aufbrechen der Oxidschicht führen können. In diesem Fall stehen Metall und Sauerstoff wieder in direktem Kontakt und die Wachstumsgeschwindigkeit erhöht sich erneut. Eine solche Oxidschicht wirkt für den Grundwerkstoff nicht schützend. Führen die mechanischen Spannungen nicht zum Aufbrechen der Schicht, so wächst die Oxidschicht geschlossen weiter und wird als passivierend bezeichnet, da sie das Metall vor dem direkten Kontakt mit Sauerstoff schützt und die Reaktionsgeschwindigkeit der Oxidation verringert [3, 55–57].

Oxidation des Schmelzleiters

Bei Normaldruck in Umgebungsluft bildet Kupfer in einer Redoxreaktion mit Sauerstoff Kupfer(I)-oxid (Cu_2O). Bei Temperaturen oberhalb von 260 °C entsteht zusätzlich Kupfer(II)-oxid (CuO). Im relevanten Temperaturbereich (Bild 5, Seite 11) ist lediglich Kupfer(I)-oxid von Interesse. Abhängig von der Dicke der Oxidschicht erscheint Kupfer(I)-oxid zunächst gelblich, bei weiterem Wachstum auch braun. Sehr dicke oder bei hohen Temperaturen gebildete Oxidschichten erscheinen schwarz [58]. Kupfer(I)-oxid wächst auf blanken Kupferoberflächen zunächst sehr rasch, sodass nach wenigen Minuten eine geschlossene Schicht vorhanden ist. In der Regel bildet Kupfer(I)-oxid eine passivierende Oxidschicht [59]. Die weitere Wachstumsgeschwindigkeit wird durch die Diffusion der Kupferionen durch die Oxidschicht bestimmt [60]. Das Wachstum der Oxidschicht folgt einer parabolischen Zeitabhängigkeit [57, 61, 62]. Berechnungen von *Holm* [57] ergaben, dass bei einer Temperatur von 200 °C nach einer Zeit von einem Jahr lediglich Schichtdicken im Bereich von $\approx 1 \mu\text{m}$ erreicht werden. Der Querschnitt des Schmelzleiters wird durch das Wachstum einer passivierenden Schicht Kupfer(I)-oxid nicht signifikant verringert.

Die elektrischen Eigenschaften von Kupfer(I)-oxid hängen stark von den jeweiligen Entstehungsbedingungen, unter anderem dem Sauerstoffpartialdruck, ab. Mit einem spezifischen elektrischen Widerstand bei Raumtemperatur im Bereich von $\rho_{\text{Cu}_2\text{O}} = (5 \cdot 10^5 \dots 3,7 \cdot 10^7) \Omega\text{m}$ ist ein Beitrag an der Stromleitung ausgeschlossen [58]. Im untersuchten Temperaturbereich wird ein signifikanter Einfluss von Kupfer(I)-oxid auf das Langzeitverhalten und die Funktion von Schmelzleitern der Betriebsklasse gG nicht erwartet (Kapitel 5).

Oxidation des Lotdepots

Reines Zinn bildet in natürlicher Atmosphäre bis zu seiner Schmelztemperatur die metastabile Verbindung Zinn(II)-oxid (SnO) [64]. Zinn(II)-oxid erscheint bläulich-schwarz. Eine für 150 Tage in Innenraumatmosferae oxidierte Oberfläche erscheint bei senkrechter Betrachtung auch gelblich-grau [65]. Wie bei Kupfer(I)-oxid sind die elektrischen Eigenschaften des Oxids stark von den Entstehungsbedingungen abhängig. Bei Raumtemperatur ist der spezifische elektrische Widerstand etwa $\rho_{\text{SnO}} = 10^2 \Omega\text{m}$ [66]. Bei einer nicht genau definierten Temperatur im Bereich von 175 °C bis 300 °C findet eine Disproportionierungsreaktion³ statt und Zinn(II)-oxid wird umgewandelt in Zinn(IV)-oxid (SnO_2) und reines Zinn [65–67]. Zinn(IV)-oxid besitzt im Vergleich zu Zinn(II)-oxid einen relativ geringen spezifischen elektrischen Widerstand von $\rho_{\text{SnO}} = 5 \cdot 10^{-4} \Omega\text{m}$, der nur in geringem Maße von der Temperatur abhängt [66]. Das Oxid ist zu 85 % transparent und gekennzeichnet durch eine gelbe bis zimtbraune Färbung [67].

Das Wachstum von Zinn(II)-oxid verläuft zu Beginn vergleichsweise langsam. Hat sich eine geschlossene Oxidschicht auf der Metalloberfläche gebildet, verläuft das vertikale Schichtwachstum zunächst schützend für das Basismaterial. An der Grenze zum Grundwerkstoff bilden sich auf etwa einem Drittel der Fläche Hohlräume aus, die nur von einer sehr dünnen „Oxidhaut“ bedeckt sind. Das Ausbreiten der Hohlräume und die Diffusion der Zinnionen durch die Oxidschicht verringern die Wachstumsgeschwindigkeit deutlich. Es kann eine logarithmische Zeitabhängigkeit festgestellt werden [64, 68, 69]. Im Zuge des weiteren Schichtwachstums führen mechanische Spannungen zum Reißen dieser dünnen Schichten. Zinn und Sauerstoff stehen erneut in direktem Kontakt zueinander und die Wachstumsgeschwindigkeit nimmt wieder zu, bis die Hohlräume ebenfalls mit Oxid gefüllt sind. Im weiteren Verlauf entsteht so eine fragmentierte Oxidschicht, die für den Grundwerkstoff nicht schützend wirkt. Für lange Oxidationsdauern kann ein annähernd lineares Schichtwachstum festgestellt werden [65, 68]. Abhängig von der Zeit und der Temperatur kann das verbleibende Volumen des Lotdepots auf dem Schmelzleiter signifikant

³ Disproportionierung beschreibt eine Reaktion, bei der eine Verbindung gleichzeitig reduziert und oxidiert wird [63].

reduziert werden. Für ein zuverlässiges Langzeitverhalten der Schmelzleiter ist daher auch ein möglicher Einfluss der Oxidation des Lotdepots auf das Schaltverhalten des Schmelzleiters im Bereich kleiner Überströme zu berücksichtigen.

Wird Zinn mit zusätzlichen Elementen legiert, wie es bei Loten zum Erreichen bestimmter Eigenschaften üblich ist, können diese das Oxidationsverhalten der Legierung beeinflussen [60]. Wird mit Bismut legiert, verstärkt sich das Wachstum der Oxidschicht, Indium und Zink verlangsamen es. Die Zugabe von Cadmium und Blei haben nur einen sehr geringen Einfluss auf das Oxidationsverhalten [70].

3.4 Untersuchte Sicherungseinsätze und Schmelzleiter

In der vorliegenden Arbeit werden vier unterschiedliche Schmelzleiter für NH-Sicherungseinsätze untersucht. Die NH-Sicherungseinsätze stimmen in ihren Bemessungsgrößen überein, variieren innerhalb des zulässigen Bereichs aber in ihrer Verlustleistung P_V bei Bemessungsbetrieb. Diese wird nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] als Leistungsabgabe eines Sicherungseinsatzes bezeichnet. Die einzelnen Schmelzleiter unterscheiden sich hinsichtlich des eingesetzten Lotes, der Geometrie, der Stromtragfähigkeit und damit der Anzahl, in der sie im Sicherungseinsatz verbaut werden (Tabelle 6).

Tabelle 5: Bemessungs- und Kenngrößen der untersuchten NH-Sicherungseinsätze

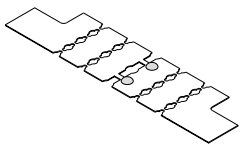
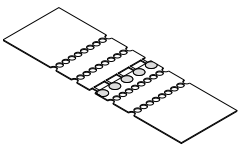
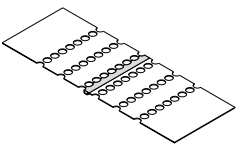
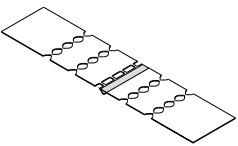
Bezeichnung	A	B	C	D
Kenngröße	Wert			
Baugröße	NH2			
Betriebsklasse	gG			
Bemessungsspannung U_r in V	500 (AC)			
Bemessungsstrom I_r in A	250			
Bemessungsausschaltvermögen I_1 in kA	120			
Leistungsabgabe P_V in W	17,0	18,0	20,6	21,8

Die Schmelzleiter werden mittels Feinstanzen mit hoher Präzision aus Kupferbändern hergestellt. An den Schnittkanten wird der Werkstoff bei der Fertigung umgeformt, sodass das Gefüge in Schnittrichtung verfestigt wird. Die Veränderungen des Gefüges sind lokal eng auf den Bereich der Schnittkante begrenzt und verringern sich mit zunehmendem Abstand von dieser [71]. In Bereichen ohne verminderten Querschnitt sind die Auswirkungen der Umformung auf die Materialeigenschaften vernachlässigbar. Besonders im Bereich der Engstellen, mit sehr geringen Stegbreiten von 0,15 mm bis 1,5 mm (Bild 4), bewirkt die Umformung eine erhöhte Härte des Schmelzleiters und eine verringerte elektrische Leitfähigkeit [72]. Die elektrische Leitfähigkeit ist entlang des Schmelzleiters ortsabhängig. Für die untersuchten Schmelzleiter wurde daher im

Ausgangszustand eine mittlere elektrische Leitfähigkeit bestimmt (Tabelle 6). Dafür wurden die Materialwiderstände der Schmelzleiter mit einem FE-Modell berechnet und mit gemessenen Widerständen im Bereich der Engstelle mit Lotdepot verglichen (Kapitel 5.1.1).

Das Lotdepot der untersuchten Schmelzleiter wird schmelzflüssig aufgebracht und unterscheidet sich neben dem Lot auch in der Form und der Position auf dem Schmelzleiter. Da diese Faktoren das Verhalten des Schmelzleiters im Normalbetrieb und vor allem im Überstrombereich beeinflussen (Kapitel 2.2), kann jeweils nur das Gesamtsystem aus Schmelzleiter und Lot untersucht werden. Eine reine Charakterisierung der unterschiedlichen Werkstoffkombinationen ist nicht möglich.

Tabelle 6: Übersicht der untersuchten Schmelzleiter mit wichtigen Werkstoffeigenschaften [13, 40, N6, N8]

Bezeichnung	A	B	C	D
Geometrie				
Anzahl je Sicherungseinsatz	3	2	2	3
Schmelzleiter				
Werkstoff	Cu	Cu, versilbert	Cu	Cu
Schmelztemperatur ϑ_s in °C		1083		
elektrische Leitfähigkeit κ in MS m ⁻¹	$\approx 58,0^1$	$\approx 58,0^1$	$\approx 56,0^1$	$\approx 55,5^1$
Wärmeleitfähigkeit λ in W m ⁻¹ K ⁻¹		≈ 385		
Lot				
Werkstoff	SnBiCu	SnAg	SnCu	SnCd
Solidustemperatur $\vartheta_{s,L}$ in °C	165 ²	221	227	180
Liquidustemperatur $\vartheta_{L,L}$ in °C	215 ²	221	227	195
elektrische Leitfähigkeit κ in MS m ⁻¹		$\approx 7,5^3$		

¹ über Vergleich von Berechnungsergebnissen mit FE-Modell und Messwerten ermittelt

² unter Vernachlässigung des Cu-Anteils aus binärem SnBi-Phasendiagramm nach [40] ermittelt

³ näherungsweise für alle Lote angenommen, basierend auf Datenblatt für SnAg-Lot des Typs B [73]

4 Präzisierte Aufgabenstellung

NH-Sicherungseinsätze werden wie alle Betriebsmittel der Niederspannungstechnik meist gemeinsam in Niederspannungs-Schaltgerätkombinationen eingesetzt. Aufgrund deren erhöhter Verlustleistungsdichte können die einzelnen Betriebsmittel häufig nicht dauerhaft mit ihrem Bemessungsstrom belastet werden. Speziell für NH-Sicherungseinsätze fehlen bisher belastbare Grenztemperaturen, mit denen die zulässige Belastung für den jeweiligen Anwendungsfall bestimmt werden kann.

Um Randbedingungen für den zuverlässigen Betrieb von NH-Sicherungseinsätzen zu definieren ist es notwendig, die Alterung der Schmelzleiter zu verstehen und zu quantifizieren. Aus dem Stand der Technik folgt, dass die Alterung der Schmelzleiter insbesondere durch die Interdiffusion und die Oxidation verursacht wird. Um deren Einfluss auf das Langzeitverhalten zu bewerten, müssen Methoden zum zuverlässigen und sensitiven Messen des elektrischen Widerstands und der Temperatur des Schmelzleiters bestimmt werden. Basierend darauf muss in Langzeitversuchen der Einfluss der Alterungsmechanismen auf den elektrischen Widerstand der Schmelzleiter untersucht werden. Hierbei ist insbesondere die thermische Beanspruchung der Schmelzleiter unterhalb der Solidustemperatur des Lotes von Interesse, da dazu bisher keine nennenswerten Erkenntnisse vorliegen. Die an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot ablaufenden Veränderungen der Werkstoffe sind in metallographischen Untersuchungen abhängig von der Zeit und der Temperatur zu bewerten. Das Betriebsverhalten der gealterten Schmelzleiter im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme ist anschließend zu untersuchen und zu bewerten. In Kombination mit den Ergebnissen der Langzeitversuche sollen physikalische Ursachen für ein verändertes Schaltverhalten gealterter Schmelzleiter bestimmt und Grenztemperaturen für ein langzeitstabiles Verhalten hergeleitet werden. Die gewonnenen Erkenntnisse werden in experimentellen Untersuchungen an NH-Sicherungseinsätzen zusätzlich verifiziert.

Die Temperatur des Schmelzleiters kann in der Praxis nicht zerstörungsfrei ermittelt und bewertet werden. Es wird daher ein Berechnungsmodell entwickelt und experimentell verifiziert, mit dem das Erwärmungsverhalten der NH-Sicherungseinsätze bei verschiedenen Betriebsbedingungen berechnet werden kann. Mit diesem Modell soll der Zusammenhang zwischen der Temperatur der Sicherungsmesser und des Schmelzleiters genauer untersucht und Grenztemperaturen für die Sicherungsmesser hergeleitet werden. Es wird ebenfalls geprüft, inwieweit sich verallgemeinerbare Aussagen zu Grenztemperaturen des Sicherungsmessers von NH-Sicherungseinsätzen in der Praxis treffen lassen.

5 Langzeitverhalten von Schmelzleitern im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme

5.1 Vorbetrachtungen

Zum Beurteilen des elektrischen Langzeitverhaltens der Schmelzleiter sind der elektrische Widerstand der Engstelle mit Lotdepot und die maximale Temperatur des Lotdepots wesentliche Einflussgrößen. Aufgrund der filigranen Geometrie und damit der hohen mechanischen Empfindlichkeit des Schmelzleiters ist ein reproduzierbares Messen dieser Größen fehleranfällig und nur mit begrenzter Genauigkeit möglich. Es wurden daher Methoden untersucht und qualifiziert, die insbesondere bei langen Versuchszeiten ein zuverlässiges und reproduzierbares Messen des Widerstands und der Temperatur ermöglichen.

5.1.1 Der elektrische Widerstand des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot

Veränderungen durch die Alterung des Schmelzleiters im Betrieb entstehen in einem lokal eng begrenzten Bereich des Lotdepots und der benachbarten Engstelle. Der übrige Schmelzleiter bleibt davon unbeeinflusst. Die Grenzen dieses Bereichs wurden für die untersuchten Schmelzleiter einheitlich im Abstand von 1 mm zum Lotdepot bzw. der benachbarten Engstelle definiert (Bild 9). Der Widerstand dieses Bereichs wird mit R_E bezeichnet. Wird der Widerstand R_{SL} über der Länge l des Schmelzleiters, in der sich die Engstelle mit Lotdepot befindet, gemessen, so kann dieser allgemein als Summe des Widerstands R_E der Engstelle mit Lotdepot und einem Materialwiderstand R_M betrachtet werden (Bild 9, Gl. (25)).

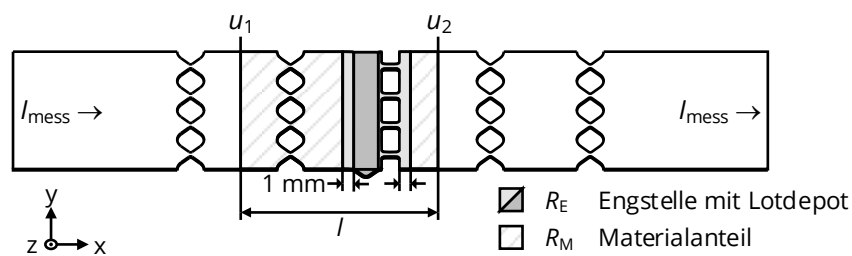


Bild 9: Definition des Widerstands R_E für den Bereich der Engstelle mit Lotdepot

$$R_{SL} = \frac{u_1 - u_2}{I_{mess}} = R_E + R_M \quad (25)$$

Um den Widerstand R_E möglichst genau zu bestimmen, sollte die Länge l und damit der Materialanteil R_M zwischen den Potentialmessstellen möglichst klein sein. Für ein reproduzierbares Messergebnis mit hoher Genauigkeit muss die Stromdichteverteilung an der x -Position der Potentialmessstellen u_1 und u_2 möglichst homogen sein. Dies wird vor allem von der Art und der

Position der Stromeinspeisung sowie der Geometrie der Engstellen beeinflusst. Auch die Alterung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot beeinflusst die Stromdichteverteilung zeitabhängig (vgl. Anhang A2, Seite 130). Ist die Länge l zu gering, wird damit auch die Messgenauigkeit beeinflusst.

Es wurde für jeden Schmelzleiter zunächst die Stromdichteverteilung mit der Finite-Elemente-Methode und elektrischen Modellen untersucht, um die optimale Position der Potentialmesspunkte u_1 und u_2 zu bestimmen (Bild 10, Anhang A1). Es zeigte sich, dass, trotz punktförmiger Stromeinspeisung, an den Enden der Schmelzleiter die Stromdichteverteilung bereits nach der ersten Engstelle unabhängig von der Einspeisung ist. Der Einfluss der Engstellen auf die Stromdichteverteilung wird stark beeinflusst von der Geometrie der Schmelzleiter. Bei allen Schmelzleitern ist in einem begrenzten Bereich mittig zwischen den Engstellen die Stromdichte in y - und z -Richtung konstant. Die Querschnittsflächen des Schmelzleiters sind demnach Äquipotentialflächen. Die Positionen zum Messen der Potentiale u_1 und u_2 wurden, unter Berücksichtigung des zusätzlichen Einflusses einer zeitabhängigen Alterung im Bereich des Lotdepots, mittig in x -Richtung zwischen den angrenzenden Engstellen angeordnet (Bild 9).

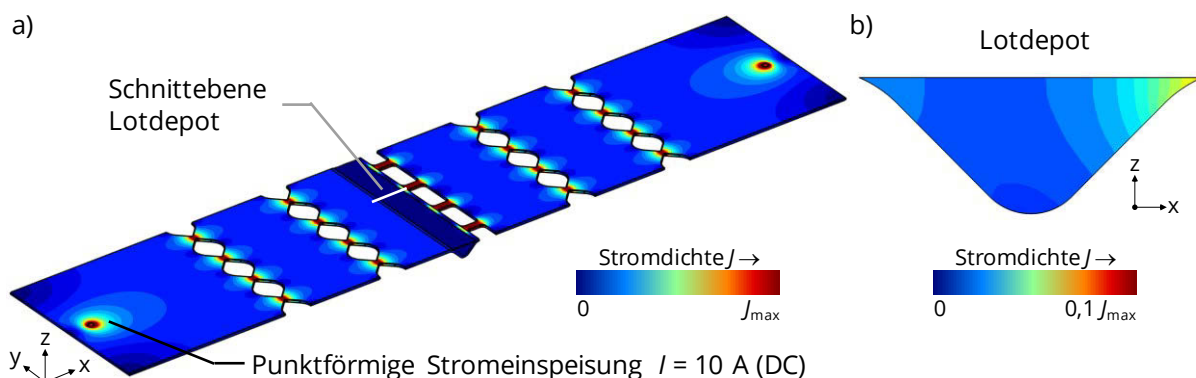


Bild 10: Berechnete Verteilung der Stromdichte entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots am Beispiel des Schmelzleiters Typ D; a) gesamter Schmelzleiter, b) Längsschnitt durch Lotdepot

Der Widerstand R_{SL} des Schmelzleiters wurde mit der Vierleiter-Messmethode (Bild 11, links) und einem Mikroohmmeter⁴ gemessen. Der Messstrom des Mikroohmmeters lag im Bereich von $I_{\text{mess}} = (1 \dots 2) \text{ A}$, sodass die Erwärmung der Schmelzleiter während der Messung minimiert wurde. Zusätzlich korrigierte das Mikroohmmeter automatisch den Einfluss von Thermospannungen. Für ein reproduzierbares Messen ist eine genaue Positionierung der Potentialabgriffe notwendig. Dafür und um die mechanische Beanspruchung der filigranen Schmelzleiter während des Messens zu verringern, wurde eine spezielle Probenhalterung konstruiert (Bild 11, rechts). Diese bestand

⁴ Typ LoRe, Firma Werner Industrielle Elektronik

aus einer Grundplatte aus Stahl, auf der die Schmelzleiter über Längs- und Queranschlüsse präzise positioniert und mit Einspannungen fixiert wurden. Eine der beiden Einspannungen wurde als Gleitlager ausgelegt, um thermisch induzierte mechanische Spannungen während der Versuche zu vermeiden. Mit vergoldeten Federkontakten⁵ wurde der Messstrom an den Enden des Schmelzleiters eingespeist und die Spannung über dem Bereich der Engstelle mit Lotdepot gemessen (Bild 11). Die Federkontakte waren in einem separaten, abnehmbaren Messkopf befestigt. Dieser wurde über Bohrungen in der Grundplatte der Probenhalterung geführt, um die Messspitzen auf dem Schmelzleiter genau positionieren zu können. Bis auf den Messkopf war die Probenhalterung für Temperaturen bis 220 °C ausgelegt, um über die gesamte Versuchsdauer eine sichere Handhabung der Schmelzleiter zu erreichen.

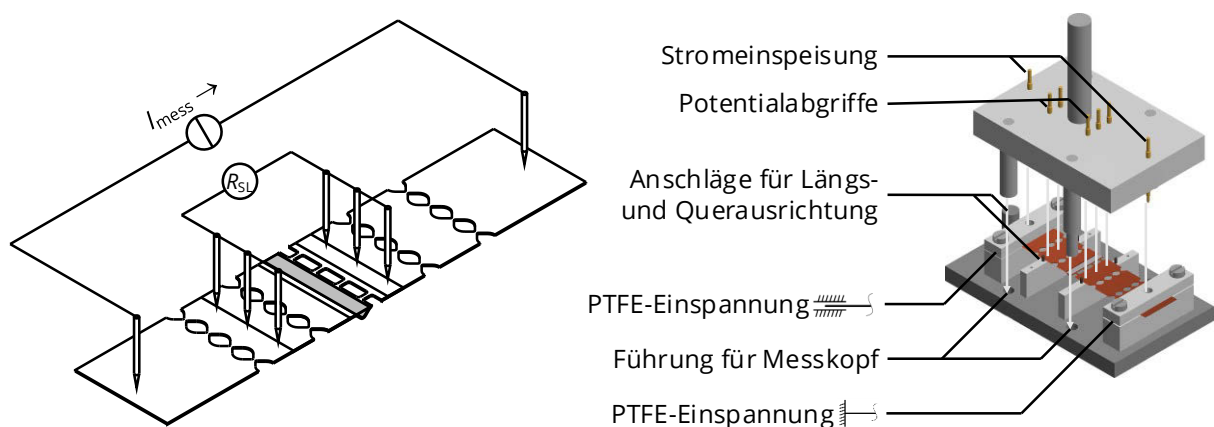


Bild 11: Prinzipdarstellung der Widerstandsmessung (links); Probenhalterung der Schmelzleiter mit Messkopf für Stromeinspeisung und Spannungsmessung (rechts)

Um die Zuverlässigkeit der Spannungsmessung auf der Oberfläche des Schmelzleiters zu erhöhen, wurde das Potential mit je drei Federkontakten verteilt über die Breite des Schmelzleiters gemessen. Die drei Federkontakte waren miteinander verbunden, sodass deren Potentiale beim Messen gemittelt wurden (Bild 11). Für den Schmelzleiter Typ A wurde beispielhaft der Einfluss einer ungleichmäßigen Stromverteilung, hervorgerufen durch eine Alterung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot, auf die Widerstandsmessung betrachtet (Anhang A2). Die Methode der mehrfachen Potentialmessung über der Breite des Schmelzleiters mit anschließender Mittelwertbildung ist dabei robust gegenüber Messfehlern.

Für jeden Schmelzleiter wurde die Temperatur während des Messvorgangs bestimmt und der gemessene Widerstand auf eine Temperatur von 20 °C umgerechnet (Gl.(26)).

$$R_{\text{SL},20} = \frac{R_{\text{SL}}(\vartheta)}{1 + \alpha_T(\vartheta - 20^\circ\text{C})} \quad \alpha_T = 0,0039\text{K}^{-1} \quad [11] \quad (26)$$

⁵ Typ 1016-B-3.0N-AU-1.0, Firma PTR Messtechnik; je Federkontakt: $I_r = 3 \text{ A}$; $F = 3 \text{ N}$

Mit der Finite-Elemente-Methode und den elektrischen Modellen der Schmelzleiter wurde der Widerstand R_{SL} berechnet, mit den Messwerten verglichen und, unter Annahme einer einheitlichen elektrischen Leitfähigkeit aller Lote von $\kappa_{Lot} \approx 7,5 \text{ MS m}^{-1}$, die elektrische Leitfähigkeit κ_{SL} des Werkstoffs des Schmelzleiters im Ausgangszustand ermittelt (Tabelle 6, Seite 27). Basierend auf den Ergebnissen wurde mit den Modellen der Materialwiderstand R_M berechnet (Tabelle 7). Zur Auswertung der durchgeführten Untersuchungen wurde der Widerstand R_E der Engstelle mit Lotdepot durch Subtraktion des Materialwiderstandes R_M vom gemessenen Widerstand R_{SL} ermittelt (Kapitel 5.2 bis Kapitel 5.5, Bild 9, Seite 29).

Es wurde ebenfalls der Einfluss des Lotdepots auf den Widerstand R_E mit den elektrischen Modellen untersucht. Die Ergebnisse zeigten, dass dieser bei allen Schmelzleitern relativ gering ist (Tabelle 7). Aufgrund des Verhältnisses der elektrischen Leitfähigkeiten zwischen Schmelzleiter und Lotdepot von $\kappa_{SL} / \kappa_{Lot} = 7 \dots 8$ (Tabelle 6) ist die Stromdichte innerhalb des Lotdepots bei allen untersuchten Typen um etwa eine Größenordnung geringer als im Schmelzleiter selbst (Bild 10, Anhang A2). Altert das Lotdepot im Betrieb stark, z. B. durch Oxidation, sind keine kritischen Auswirkungen auf das Verhalten des Schmelzleiters im Normalbetrieb zu erwarten (Kapitel 5.3.3).

Tabelle 7: Berechneter Widerstand R_{SL} der Schmelzleiter im Ausgangszustand, bestehend aus Materialwiderstand R_M und dem Widerstand R_E im Bereich der Engstelle mit Lotdepot; im Vergleich dazu der Widerstand $R_{E,SL}$ im Bereich der Engstelle ohne Berücksichtigung des Lotes

Typ	A	B	C	D
R_{SL} in $\mu\Omega$	213,1	118,0	108,1	237,0
R_M in $\mu\Omega$	96,4	45,4	56,4	124,6
R_E in $\mu\Omega$	116,7	72,6	51,7	112,3
$R_{E,SL}$ in $\mu\Omega$	127,7	73,8	56,3	118,6

5.1.2 Die Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot

Um die thermische Beanspruchung des Schmelzleiters und den Zustand im Betrieb beurteilen zu können, ist die Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot wesentlich. Für die experimentellen Untersuchungen an Schmelzleitern und Sicherungseinsätzen war es daher notwendig, die Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot über einen Zeitraum von mehreren tausend Stunden hinreichend genau und zuverlässig zu messen. Das Messsystem musste eine mechanisch stabile, dauerhafte Befestigung des Temperatursensors auf der Oberfläche des Schmelzleiters garantieren, ohne signifikant die Erwärmung des Schmelzleiters zu beeinflussen. Dabei waren vor allem eine geringe Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und Oberfläche des Temperatursensors wichtig. Darüber hinaus musste der Temperatursensor

dauerhaft für Temperaturen bis $\vartheta = 220\text{ °C}$ ausgelegt sein und kurzzeitig auch Temperaturen bis $\vartheta \approx 1.000\text{ °C}$ standhalten.

Als Temperatursensoren wurden Thermoelemente vom Typ K⁶ eingesetzt, die mit einem Hochtemperaturklebstoff⁷ auf der Oberfläche des Schmelzleiters befestigt wurden (Bild 12). Für einen geringen thermischen Übergangswiderstand wurde vor der Montage auf einen metallischen Kontakt zwischen Schmelzleiter und Thermoelement geachtet (Bild 12, links). Die Thermoelemente hatten einen geringen Einzeldrahtdurchmesser von 0,10 mm bis 0,13 mm, um die Leitung von Wärmeleistung über die Messleitungen zu minimieren.

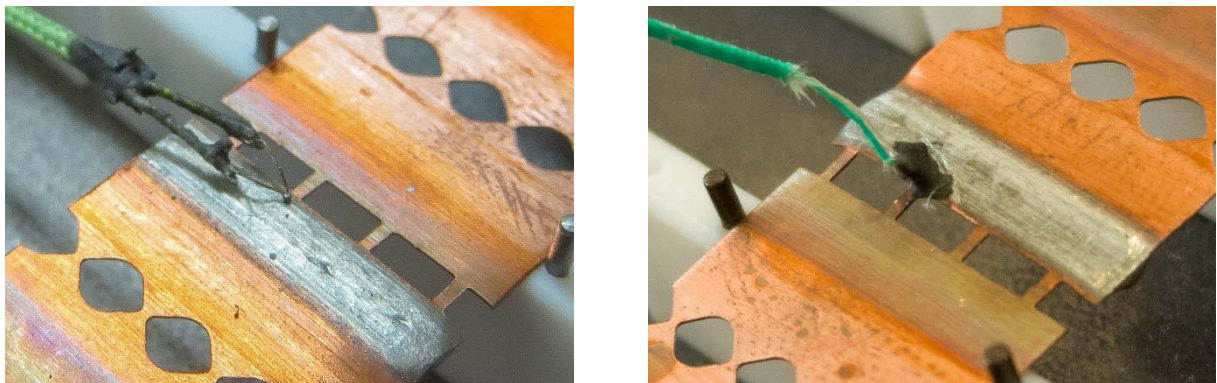


Bild 12: Befestigen des Thermoelements mit Hochtemperaturklebstoff zum Messen der Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot; vor (li.) und nach der Montage (re.)

Um die Messgenauigkeit des Systems aus Thermoelement und Hochtemperaturklebstoff zu bestimmen, wurden vergleichende Messungen mit einer Wärmebildkamera⁸ mit Makroobjektiv durchgeführt. Es wurde darüber hinaus die Verteilung der Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot untersucht, um Unterschiede der thermischen Beanspruchung der Schmelzleiter im Wärmeschränk und bei Strombelastung zu minimieren (Kapitel 5.2).

Die Schmelzleiter wurden dafür in einer Probenhalterung fixiert und über Leiter aus Kupfer an einen Hochstromtransformator angeschlossen (Bild 13). Es wurde das Erwärmungsverhalten der Schmelzleiter bei stationärer Strombelastung untersucht. Neben dem Thermoelement im Bereich der Engstelle mit Lotdepot wurde in einem nicht querschnittsreduzierten Bereich zwischen zwei Engstellen ein Referenz-Thermoelement befestigt (Bild 13). Durch Abgleich der gemessenen Temperatur der Wärmebildkamera in einem definierten Messgebiet und der Temperatur des

⁶ Hersteller: OMEGA Engineering GmbH und Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH, Genauigkeit Klasse 1, Isolierung Glasseide, $\vartheta_{\text{grenz}} \approx (400 \dots 480)\text{ °C}$ (Grenztemperatur der Isolierung für Dauerbetrieb)

⁷ Hersteller: Fix-Tec, Typ: Montagekleber DK 27; Montagekleber auf Basis anorganischer Bindemittel und Mineralstoffe, $\vartheta_{\text{grenz}} = 1500\text{ °C}$

⁸ Zur Verfügung gestellt von der Firma Infratec GmbH; Kamera VarioCam HD mit Makroobjektiv, Auflösung max. 28 μm

Referenz-Thermoelements wurde ein einheitlicher Emissionsgrad der Oberfläche des Schmelzleiters bestimmt (Bild 13).

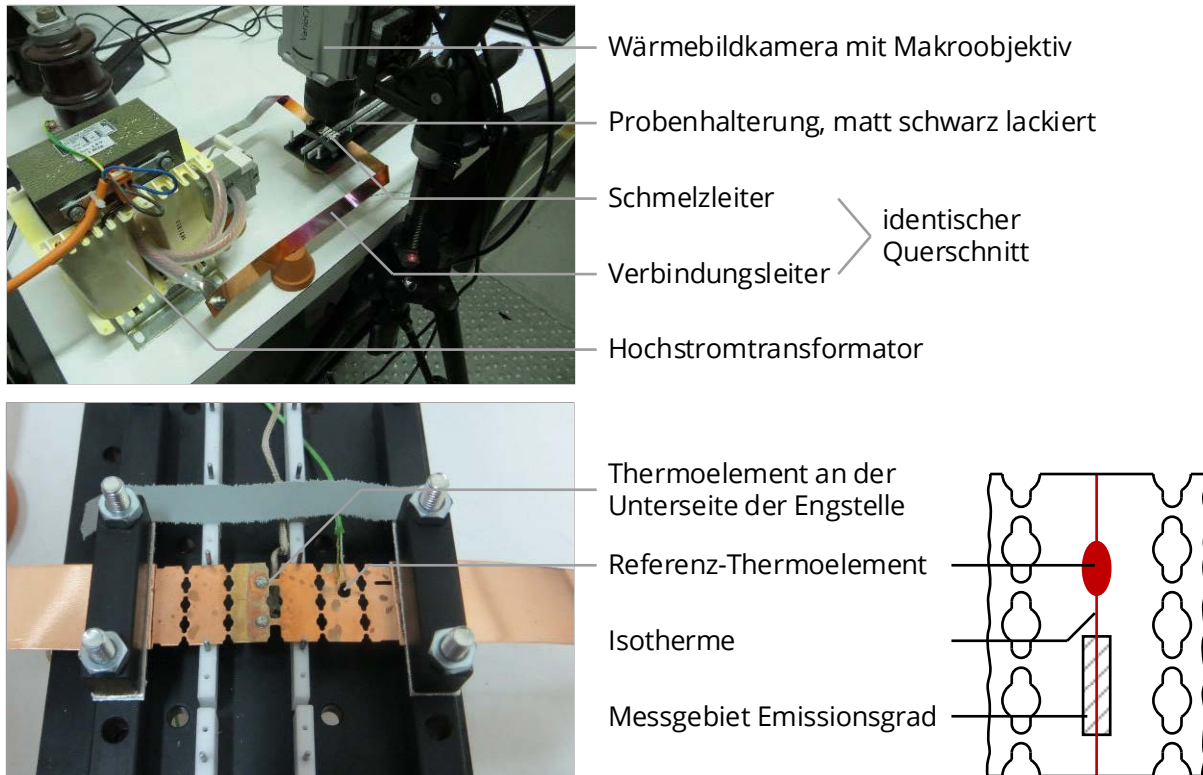


Bild 13: Versuchsaufbau zum Verifizieren der Temperaturmessung mit Thermoelementen im Bereich der Engstelle mit Lotdepot

Vorversuche zeigten, dass ein Messen der Temperatur aufgrund reflektierender und teils nicht planer Oberflächen der Schmelzleiter stark fehlerbehaftet ist. Durch die inhomogene Erwärmung oxidierte die Oberfläche der Schmelzleiter zudem unterschiedlich stark, sodass der Emissionsgrad sowohl zeit- als auch ortsabhängig war. Die Temperatur der Oberfläche der Schmelzleiter konnte nur bei Schmelzleiter Typ A und im Temperaturbereich $\vartheta \leq 120^\circ\text{C}$ zuverlässig mit der Wärmebildkamera gemessen werden. Mit dem Referenz-Thermoelement wurde ein Emissionsgrad der Oberfläche von $\varepsilon \approx 0,08$ bestimmt. Dieser war innerhalb des in der Literatur angegebenen Wertebereichs [11, 74]. Aufgrund der geringen emittierten Strahlungsleistung musste jedoch von einer erheblichen Messunsicherheit ausgegangen werden.

Die Temperaturverteilung im Bereich der Engstelle wurde auf zwei Profillinien gemessen und mit der Temperatur des Thermoelements an der Engstelle verglichen (Bild 14). Grundsätzlich zeigten die Messwerte der Wärmebildkamera und des Thermoelements eine gute Übereinstimmung (Bild 14). Die Streuung der gemessenen Temperaturen entlang der Profillinien ist auf die teils inhomogene Oberfläche des Schmelzleiters zurückzuführen. Auch die Temperaturverteilung entlang beider Engstellen stimmte gut überein, sodass ein signifikanter Einfluss des

Temperatursensors auf die Temperatur des Schmelzleiters, unter Berücksichtigung der vorhandenen Messunsicherheiten, nicht festgestellt wurde.

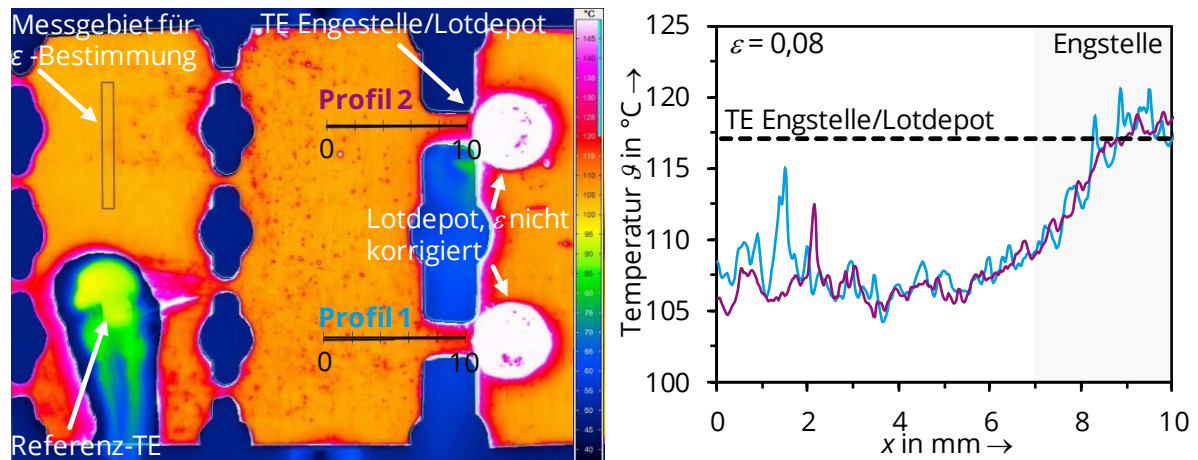


Bild 14: Vergleich der mit der Wärmebildkamera und aufgeklebtem Thermoelement gemessenen Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot für den blanken Schmelzleiter Typ A

Um die Temperaturverteilung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot qualitativ für alle Schmelzleiter untersuchen zu können, wurde deren Oberfläche mattschwarz lackiert⁹ und damit ein einheitliches Emissionsverhalten erreicht. Die lackierte Oberfläche erhöht die über Wärmestrahlung abgeführte Wärmeleistung und beeinflusst somit die Temperaturverteilung im Vergleich zur blanken Oberfläche des Schmelzleiters. Die ermittelten Temperaturen entlang des lackierten Schmelzleiters waren daher zu gering (siehe Typ A Bild 14 und Anhang A3, Bild 71).

Es stellte sich bei allen Schmelzleitern in Längsrichtung ein Temperaturgradient entlang des Lotdepots ein (Anhang A3). Bis auf Schmelzleiter Typ C, dessen Lotdepot beidseitig von jeweils einer Engstelle begrenzt wurde (Tabelle 6), erwärmte sich die zur Engstelle zeigende Seite des Lotdepots jeweils am stärksten. Um sowohl bei Versuchen im Wärmeschrank als auch bei Strombelastung eine vergleichbare maximale thermische Beanspruchung des Lotdepots sicherzustellen, wurde in den experimentellen Untersuchungen stets die Temperatur an der Grenze zwischen Lotdepot und einem Steg der benachbarten Engstelle (vgl. Bild 12) gemessen und bewertet.



⁹ Hochtemperaturbeständiger Speziallack auf Silikonharzbasis

5.2 Einfluss hoher thermischer Beanspruchung auf die Alterung des Schmelzleiters im Normalbetrieb

Aus dem Stand der Technik geht hervor, dass das Langzeitverhalten der Schmelzleiter im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme insbesondere durch die Interdiffusion und Oxidation beeinträchtigt werden kann. Um den Einfluss dieser Alterungsmechanismen auf die Eigenschaften und die Funktion der Schmelzleiter untersuchen und bewerten zu können, wurden Versuche bei unterschiedlicher, konstanter thermischer Beanspruchung der Schmelzleiter durchgeführt. Die Höhe der thermischen Beanspruchung orientierte sich für jeden Schmelzleiter am theoretisch möglichen Bereich der Grenztemperatur für den Normalbetrieb (Bild 5, Seite 11). Der Schmelzleiter Typ D wurde zusätzlich bei einer Beanspruchung oberhalb der Solidustemperatur des Lotes untersucht. Diese Versuche haben für den praktischen Einsatz keine Relevanz, da eine derartige Beanspruchung zu einem frühzeitigen Schaltvorgang führen würde. Die Versuche wurden exemplarisch durchgeführt, um den Einfluss einer beschleunigten Alterung bei flüssigem Lot auf die Eigenschaften des Schmelzleiters zu untersuchen.

Unter Berücksichtigung der großen Anzahl der Versuche wurden die Langzeitversuche vorrangig bei thermischer Belastung im Wärmeschränk durchgeführt. Für den Vergleich zur realen Anwendung wurden ausgewählte Versuche ebenfalls bei einer elektrisch-thermischen Belastung durchgeführt (Tabelle 8). In der Praxis laufen alle Alterungsmechanismen parallel ab und deren Wirkung überlagert sich. Um den Einfluss der Interdiffusion ohne die Oxidation zu untersuchen und Auswirkungen der Alterungsmechanismen möglichst getrennt voneinander betrachten zu können, wurden die Versuche bei elektrisch-thermischer Belastung zusätzlich in Inertgasatmosphäre durchgeführt (Tabelle 8). Alle Langzeitversuche wurden für die Dauer von 10.000 h durchgeführt. Zur Auswertung der Versuche wurde der Widerstand der Engstelle mit Lotdepot gemessen und zusätzlich ausgewählte Schmelzleiter metallographisch untersucht.

Tabelle 8: Versuchsplan zum Untersuchen des Langzeitverhaltens der Schmelzleiter bei unterschiedlicher thermischer Beanspruchung (Versuche bei Strombelastung sowohl in natürlicher und inerter Atmosphäre)

Typ	Schmelzleiter		$\vartheta_{S,L}$ in °C	Temperatur ϑ in °C im Bereich Engstelle / Lotdepot					
				140	160	180	200	210	220
A	Cu	SnBiCu	165	WS/SB	WS				
B		SnAg	221		WS	WS	WS/SB	WS	
C		SnCu	227		WS	WS	WS	WS/SB	WS
D		SnCd	180		WS/SB	WS	(WS)	(WS)	(WS)

WS ... Wärmeschränk, natürliche Atmosphäre

SB ... Strombelastung, natürliche und Inertgasatmosphäre

5.2.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Versuche im Wärmeschränk

Um die Alterung der Schmelzleiter abhängig von der thermischen Beanspruchung untersuchen zu können, wurden für jede Temperatur (Tabelle 8) zehn Schmelzleiter eines Typs in Wärmeschränken¹⁰ gelagert. Die Schmelzleiter wurden in einer Probenhalterung fixiert (Bild 11, Seite 31), auf deren Grundplatte die zehn Schmelzleiter angeordnet werden konnten (Bild 15). Zum Messen des Widerstands im Bereich der Engstelle mit Lotdepot (Kapitel 5.1.1) wurden die Schmelzleiter aus den Wärmeschränken entnommen und auf Umgebungstemperatur abgekühlt. Die Widerstände aller Schmelzleiter wurden während der Versuche periodisch gemessen.

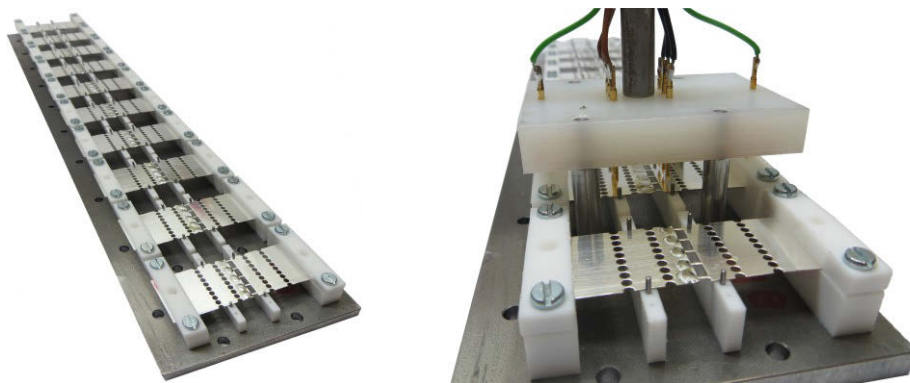


Bild 15: Probenhalterung für Langzeitversuche im Wärmeschränk am Beispiel des Schmelzleiters Typ B (links: Übersicht; rechts: mit abnehmbarem Messkopf)

Versuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre und Inertgasatmosphäre

Die Versuche bei Strombelastung wurden bei einem konstanten Strom durchgeführt, um zu den Versuchen im Wärmeschränk eine vergleichbare thermische Beanspruchung zu erreichen. Der Versuchsaufbau war ähnlich dem für die Versuche im Wärmeschränk (Bild 15). Es wurden nur die Einspannungen angepasst, um zuverlässig den Belastungsstrom einzuspeisen (Bild 16). Die Schmelzleiter wurden über Klemmverbindungen mit den Leitern¹¹ kontaktiert und in Reihe geschaltet. Mit den Klemmverbindungen wurden die Schmelzleiter auf der Grundplatte positioniert und fixiert. Die Klemmverbindungen waren mit Glimmerfolie ($d = 0,2 \text{ mm}$) elektrisch gegen die Strombahn isoliert. Der Versuchsaufbau wurde als Sekundärwicklung an einen Hochstromtransformator angeschlossen, dessen Primärspannung mit einem Stelltransformator stufenlos variiert werden konnte. Für die Versuche frei in Luft wurde der Belastungsstrom händisch auf die Zieltemperatur geregelt. Spannungsänderungen des speisenden Netzes wurden mit Spannungskonstanthaltern ausgeglichen. Die Stelltransformatoren der Versuche in

¹⁰ Hersteller *Memmert*, Typ UF110/UF160 bzw. Eigenbau mit Genauigkeit $\pm 3 \text{ K}$

¹¹ Typ A und Typ D: $A = (0,3 \times 17) \text{ mm}^2$; Typ B und Typ C: $A = (0,3 \times 20) \text{ mm}^2$

Inertgasatmosphäre hatten eine automatische Temperaturregelung, die über die gesamte Versuchsdauer eine konstante thermische Beanspruchung sicherstellte.

Die Versuche in Inertgasatmosphäre wurden aufgrund der empfindlichen Prüflinge und zugunsten einer einfacheren Handhabung in natürlicher Atmosphäre aufgebaut. Anschließend wurden die Versuche in eine Glovebox¹² eingeschleust (Bild 17), in der durch eine kontinuierliche Umwälzung und Reinigung des Gasvolumens eine inerte Stickstoffatmosphäre mit einem Sauerstoffrestgehalt von $< 0,5 \text{ ppm}$ ¹³ über die gesamte Versuchsdauer gewährleistet wurde.

Die Temperatur wurde bei allen stromdurchflossenen Versuchen an drei Schmelzleitern je Versuchsaufbau gemessen und überwacht (Bild 16). Durch eine thermische Isolierung mit Steinwolle (Bild 16) konnte die individuelle thermische Beanspruchung der einzelnen Schmelzleiter eines Versuches zusätzlich angepasst werden, sodass die Solltemperatur für alle Schmelzleiter im Bereich ϑ_{-10K}^{+3K} eingehalten wurde. Die Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot wurden analog zu den Versuchen im Wärmeschränk periodisch bei Umgebungstemperatur gemessen (Kapitel 5.1.1). Der Messstrom wurde nicht über den Messkopf, sondern über die Zuleitungen im Bereich des Hochstromtransformators eingespeist.

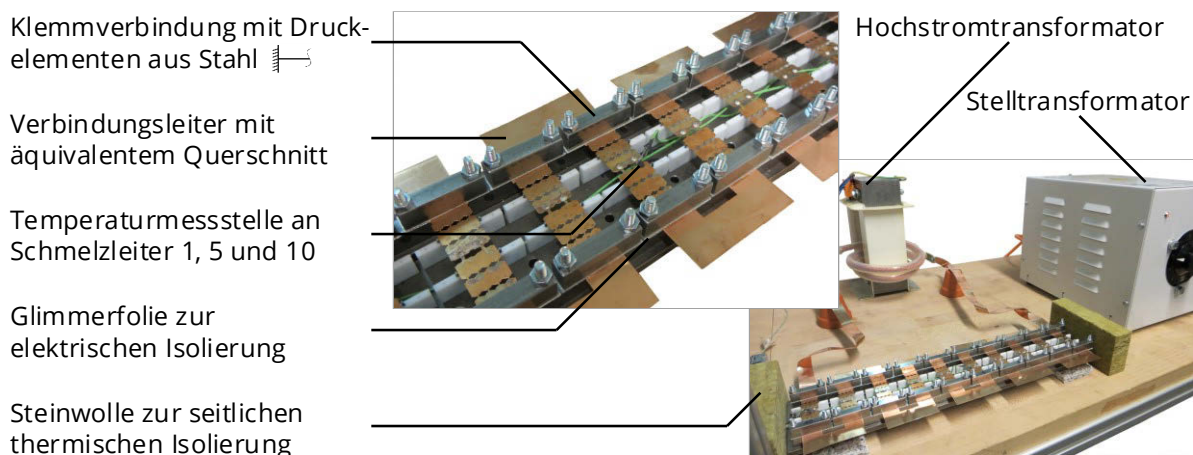


Bild 16: Versuchsaufbau für die Langzeitversuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre am Beispiel des Schmelzleiters Typ A

¹² Hersteller: MBRAUN, Typ: Labstar

¹³ Sauerstoffgehalt in natürlicher Atmosphäre $\approx 209.500 \text{ ppm}$

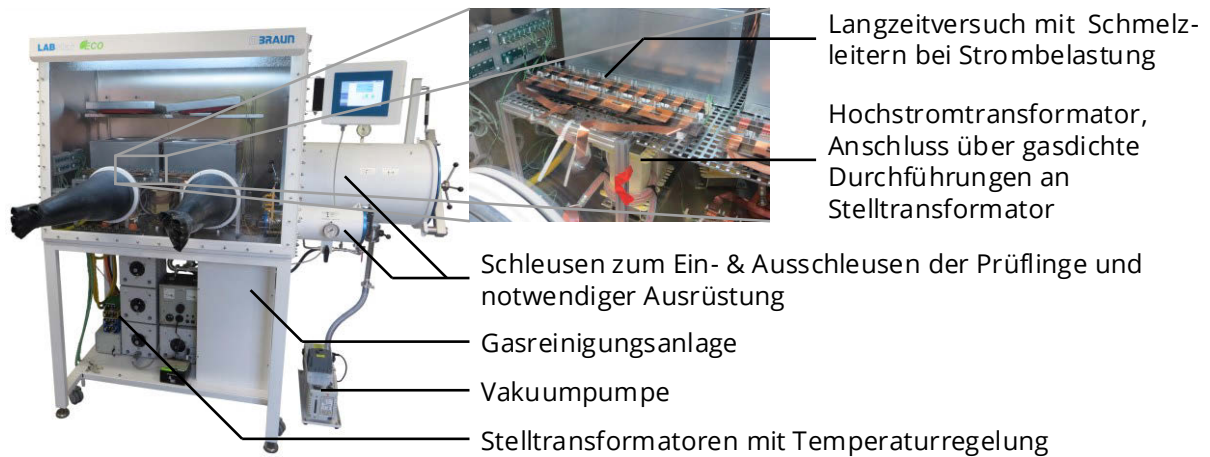


Bild 17: Versuchsaufbau der Langzeitversuche bei Strombelastung in Inertgasatmosphäre in einer Glovebox

5.2.2 Ergebnisse der Versuche im Wärmeschrank

Der Widerstand im Bereich der Engstelle mit Lotdepot

Aufgrund der unterschiedlichen Geometrie im Bereich der Engstelle mit Lotdepot unterschieden sich bereits die Anfangswerte des Widerstands der vier Typen der Schmelzleiter deutlich voneinander und erschweren einen direkten Vergleich (Tabelle 7). Für die Auswertung wurden daher alle gemessenen Widerstände R_E der Engstelle mit Lotdepot auf den Widerstand $R_{E,0}$ im Ausgangszustand bezogen (Bild 18, Anhang A4).

Bei allen Schmelzleitern verringert sich der gemessene Widerstand zu Beginn der Versuche abhängig von der Temperatur unterschiedlich stark (Anhang A4). Ursache dafür ist eine zeit- und temperaturabhängige statische Erholung des Schmelzleitergefüges. Dabei werden, maßgeblich durch Versetzungsbewegungen, innere mechanische Spannungen abgebaut, die während der Fertigung durch Umformen in den Schmelzleiter eingebracht wurden. Neben einer erhöhten elektrischen Leitfähigkeit hat dies auch eine verringerte mechanische Festigkeit zur Folge [37].

Für Schmelzleiter mit einem eutektischen Lot (Typ B, Typ C) erhöht sich der Widerstand der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes über die gesamte Versuchszeit um etwa 10 % im Vergleich zum Ausgangszustand (Bild 18). Lediglich bei Typ C und einer Beanspruchung bei 220 °C wird ein stärkerer Einfluss der IMP auf den Widerstand deutlich. Die Widerstände erhöhen sich im Mittel um 28 %.

Unter Berücksichtigung der Spannweiten der gemessenen Widerstände kann im Temperaturbereich bis 210 °C der Schmelzleiter vom Typ B und Typ C kein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Höhe der thermischen Beanspruchung und der Änderung des Widerstands festgestellt werden. Vor allem bei einer Temperatur von 160 °C erhöhen sich die

Widerstände der Engstelle mit Lotdepot dieser Typen relativ stark (Bild 18, Bild 76, Bild 77) und korrelieren nicht mit dem Wachstum der IMP an der Grenzfläche (Tabelle 10, Tabelle 11). Die Unterschiede können wahrscheinlich auf das von der Temperatur abhängige, unterschiedliche Wachstum der IMP in Richtung des Lotes bzw. des Schmelzleiters zurückgeführt werden (siehe Seite 46).

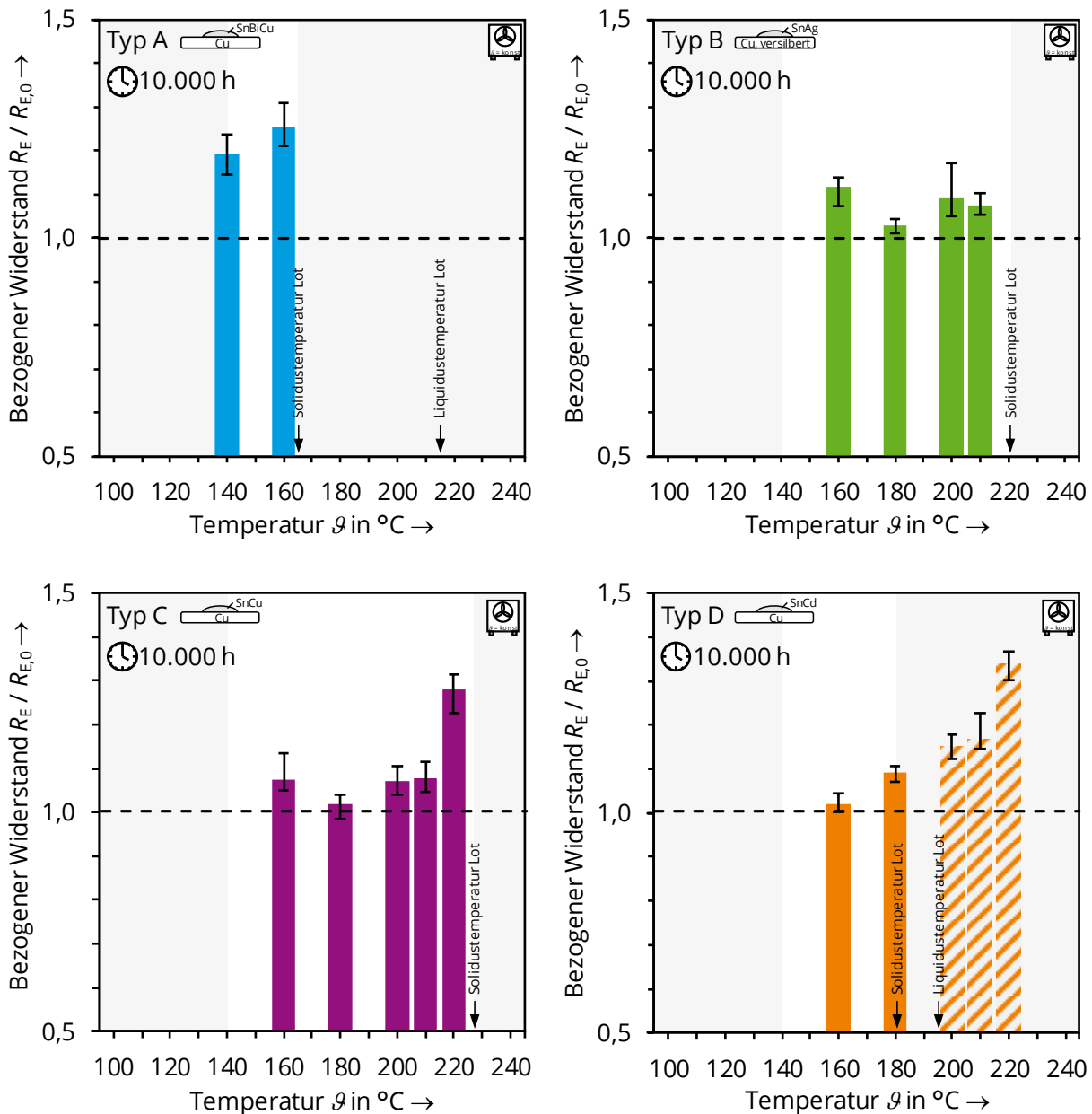


Bild 18: Widerstand R_E der Engstelle mit Lotdepot nach einer Versuchszeit von 10.000 h, abhängig von der Temperatur und bezogen auf den Widerstand $R_{E,0}$ im Ausgangszustand (Mittelwerte mit Spannweiten)

Die Widerstände des Schmelzleiters Typ A erhöhen sich im gesamten untersuchten Temperaturbereich signifikant um im Mittel 20 % (140 °C) bzw. 27 % (160 °C, Bild 18). Dabei zeigen sich deutliche Unterschiede im Verlauf der gemessenen Widerstände (Anhang A4). Eine kontinuierliche Beanspruchung bei einer Temperatur von 140 °C führt zu einem linearen Anstieg

des Widerstands über der Zeit, der auf ein kontinuierliches Wachsen der IMP zurückzuführen ist (Tabelle 9). Bei einer Temperatur von 160 °C erhöht sich der Widerstand vor allem innerhalb der ersten 2.000 h sehr stark. Im weiteren Verlauf treten nur noch geringfügige Änderungen auf. Zurückzuführen ist dieser Verlauf auf eine ausgeprägte Interdiffusion des SnBiCu-Lotes entlang der Oberfläche des Schmelzleiters, insbesondere in der Anfangsphase der Versuche (Bild 19, links). Das führt zu einem teilweisen Verlust des Stoffschlusses zwischen Schmelzleiter und Lotdepot (Bild 19, rechts) und zu einer signifikant verlangsamten Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion im weiteren Verlauf. Unter Berücksichtigung der Regelgenauigkeit des Wärmeschrankes (Kapitel 5.2.1) und des ermittelten Schmelzintervalls des Lotes kann nicht ausgeschlossen werden, dass temporär die Solidustemperatur des Lotes überschritten wurde. Gleichzeitig verhindert aber die auf der Lotoberfläche gebildete Oxidschicht ein Verlaufen des Lotes [75]. Es wird daher nicht davon ausgegangen, dass das Lotdepot durch ein temporäres und teilweises Aufschmelzen auf der Oberfläche verlaufen ist.

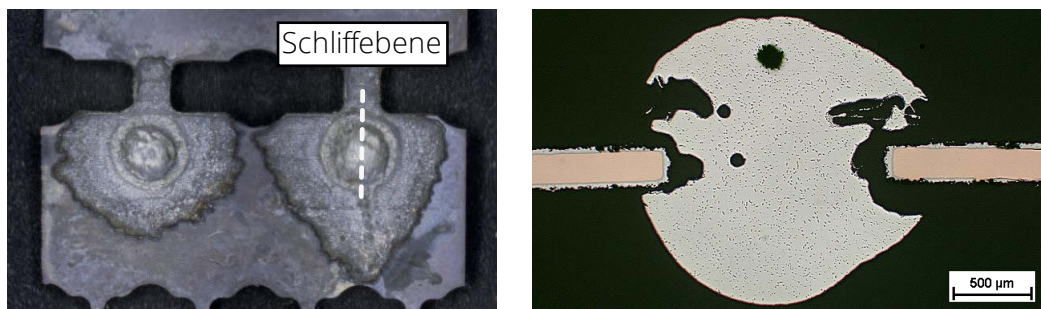


Bild 19: Schmelzleiter Typ A nach 3.000 h bei 160 °C im Wärmeschrank, Draufsicht (li.) und Schliffbild im Bereich des Lotdepots (re.)

Bei einer Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes ändern sich die Widerstände der Engstelle mit Lotdepot des Schmelzleiters vom Typ D nur minimal. Bei einer Temperatur von 160 °C erhöht sich der Widerstand im Mittel um 2 % (Bild 18). Bei dauerhafter Beanspruchung im Bereich der Solidustemperatur des Lotes nimmt der Einfluss des Wachstums der IMP auf den Widerstand deutlich zu. Doch erst bei einer dauerhaften Beanspruchung oberhalb der Liquidustemperatur zeigt sich der deutliche Einfluss der signifikant beschleunigten Interdiffusion auf den Widerstand der Engstelle mit Lotdepot.

Metallographische Untersuchungen

Um den Einfluss der Alterung auf das Langzeitverhalten der Schmelzleiter detaillierter zu betrachten, wurden im Bereich der Engstelle mit Lotdepot Schliffbilder der Schmelzleiter im Neuzustand und nach der Alterung im Wärmeschrank angefertigt. Darüber hinaus wurden Übersichtsaufnahmen der Schmelzleiter im Bereich der Engstelle mit Lotdepot aufgenommen. Die Untersuchungen wurden nach einer Versuchsdauer von 1.000 h, 3.000 h und 10.000 h für maximal

drei Temperaturen je Schmelzleitertyp durchgeführt. Im Neuzustand und für ausgewählte Proben wurde nach Abschluss der Langzeitversuche die chemische Zusammensetzung des Schmelzleiters, des Lotes und der IMP mit der energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDX) im Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht.

Die Schliffbilder zeigen bei allen Schmelzleitern ein deutliches Wachstum der intermetallischen Phasen abhängig von der Temperatur und der Zeit (Tabelle 9 bis Tabelle 12). Aufgrund der geringen Solidustemperatur des Lotes wachsen die IMP bei Schmelzleiter Typ A bereits bei einer Temperatur von 140 °C sehr stark (Tabelle 9). Es treten die η -Phase und die ε -Phase an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot auf. Die η -Phase dominiert das Phasenwachstum. Die Systeme Cu-Bi und Sn-Bi bilden keine IMP [40]. Die IMP reduzieren den verbleibenden Querschnitt des Schmelzleiters abhängig von der Zeit sehr stark. Da die IMP auf beiden Seiten des Schmelzleiters wachsen, ist der Einfluss auf den Widerstand der Engstelle mit Lotdepot im Vergleich zu den übrigen Schmelzleitern zusätzlich erhöht (Bild 18).

Das im Lot enthaltene Bismut reagiert mit Sauerstoff zu einem Bismutoxid, das an der Phasenbildung zwischen Zinn und Kupfer nicht beteiligt ist. Es durchzieht in dünnen Schichten die gesamte η -Phase an der Grenzfläche zum Schmelzleiter (Bild 20).

Bei einer Temperatur von 160 °C wachsen deutlich dünnere IMP an der Grenzfläche, da aufgrund der großen lateralen Ausbreitung des Lotes (Bild 19) der Konzentrationsgradient an der Grenzfläche bereits zu Beginn der thermischen Beanspruchung stark reduziert wird. Verglichen mit einer Beanspruchung bei einer Temperatur von 140 °C wird der Querschnitt des Schmelzleiters deutlich weniger, aber auf einer größeren Fläche reduziert (Tabelle 9).

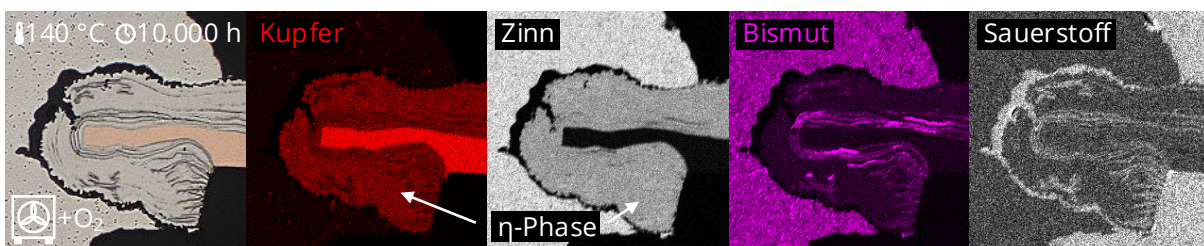


Bild 20: Typ A – Qualitative Analyse der Elementverteilung an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach der thermischen Beanspruchung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre

Unabhängig von der Höhe der thermischen Beanspruchung treten bereits nach 1.000 h bei Typ A Haftungsprobleme zwischen Schmelzleiter und Lotdepot auf (Tabelle 9). Mit Fortsetzen der thermischen Beanspruchung nehmen diese kontinuierlich zu. Der Stoffschluss verringert sich vor allem an der Grenzfläche zwischen η -Phase und dem Lot (Tabelle 9). Im Gegensatz zu einer Beanspruchung bei einer Temperatur von 140 °C ist der Stoffschluss bei einer Temperatur von 160 °C bereits nach 1.000 h nahezu vollständig aufgehoben. Zusätzlich verstärkt durch die

gleichzeitige Oxidation des Lotdepots (Anhang A5), wird das Wachstum der IMP, verglichen mit der Beanspruchung bei einer Temperatur von 140 °C, weiter verlangsamt.

Das Wachstum der IMP der Schmelzleiter vom Typ B und Typ C unterscheidet sich nicht signifikant voneinander. Es treten abhängig von der Zeit und der Temperatur sowohl die η -Phase als auch die ε -Phase auf (Tabelle 10, Tabelle 11). Die Wachstumsgeschwindigkeit beider IMP ist vergleichbar (siehe auch Bild 22, Seite 46). Im Gegensatz zu Typ A wachsen deutlich dünnere IMP, wodurch der Querschnitt des Schmelzleiters weniger reduziert wird.

Bei Schmelzleiter Typ D wächst an der Grenzfläche zum Lotdepot insbesondere die η -Phase im System Cu-Sn (Tabelle 12). Zwischen dem Gebiet der IMP und dem verbleibenden Lotvolumen treten gehäuft Hohlräume auf (Tabelle 12), die wahrscheinlich mit einem Oxid gefüllt sind (Bild 21). Das Phasenwachstum bei einer Temperatur von 160 °C verringert den Querschnitt des Schmelzleiters nicht wesentlich. Bei einer Temperatur von 180 °C wurde der Schmelzleiter Typ D im Bereich der Solidustemperatur des Lotes beansprucht, sodass Teile des Lotes bereits im flüssigen Zustand waren. Entsprechend zeigen die Schliffbilder einzelne Schmelzperlen im Lotvolumen. Durch die beschleunigte Interdiffusion wachsen bei einer Temperatur von 180 °C wesentlich dickere IMP und auch der Querschnitt des Schmelzleiters wird stärker reduziert. Dies zeigt sich auch im Widerstand der Engstelle mit Lotdepot (Bild 18). Unabhängig von der Höhe der thermischen Beanspruchung wächst die ε -Phase an der Grenzfläche Kupfer/ η -Phase nur vereinzelt und nur in sehr dünnen Schichten (Tabelle 12). Das vorhandene Cadmium führt zum bevorzugten Wachstum eines cadmiumreichen Mischkristalls¹⁴ an der Grenzfläche η -Phase/Lot, der teils auch die η -Phase selbst durchsetzt (Bild 21, Tabelle 12). Dies stimmt mit den Ergebnissen weiterer Untersuchungen von Schmelzleitern mit SnCd-Lot überein, die ebenfalls eine Anhäufung von Cadmium zwischen IMP und Lot feststellten [8, 29].

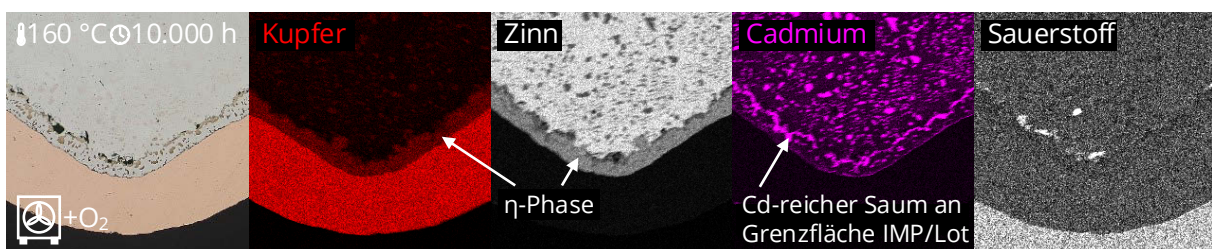


Bild 21: Typ D – Qualitative Analyse der Elementverteilung an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach der thermischen Beanspruchung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre

¹⁴ Ergebnis der EDX-Analyse: ternärer Mischkristall $\text{Cd}_{80}\text{Cu}_{18}\text{Sn}_2$ (ungefähre Zusammensetzung in Gew.-%)

Tabelle 9 Typ A – IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre

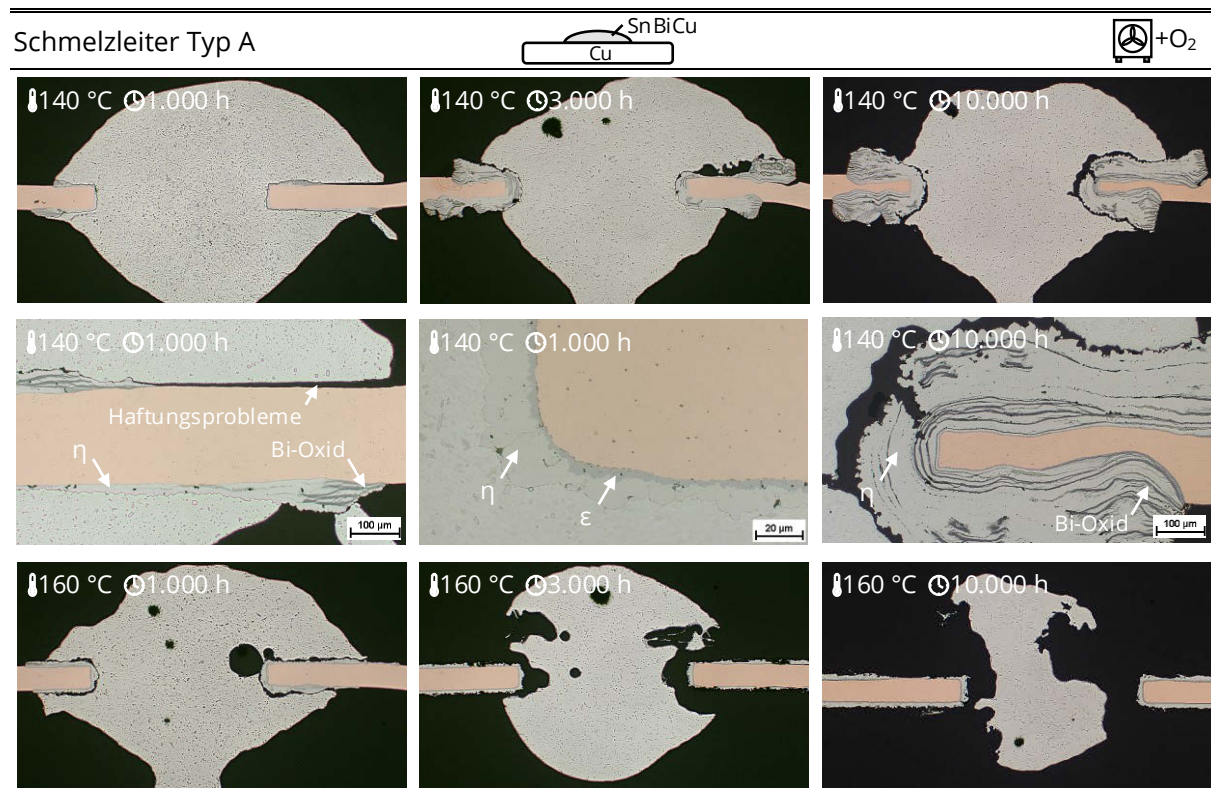


Tabelle 10 Typ B - IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre

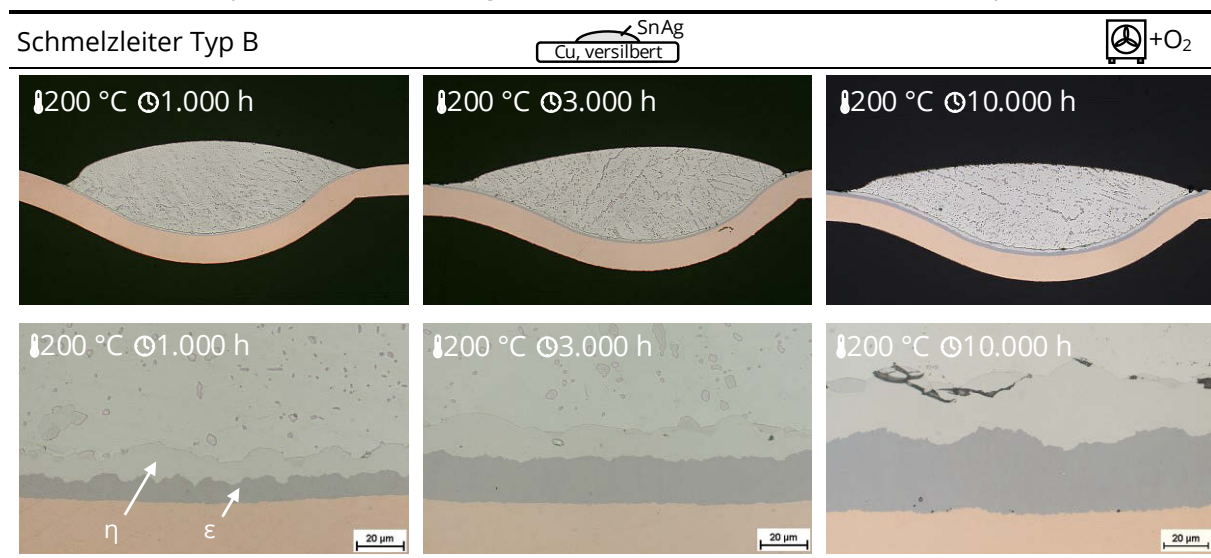
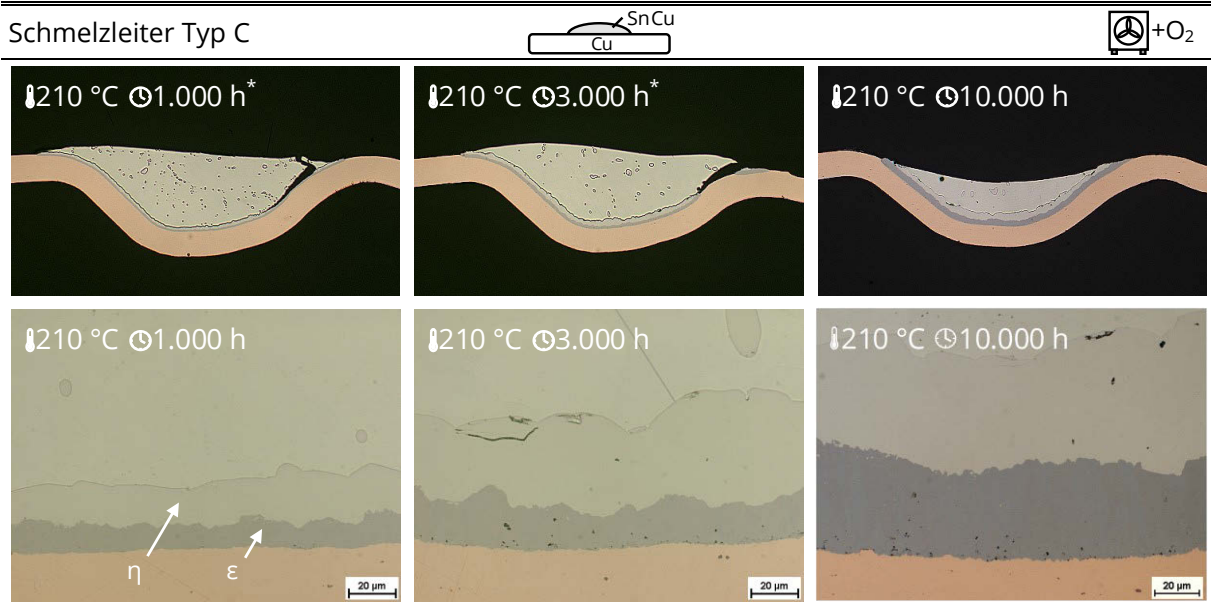
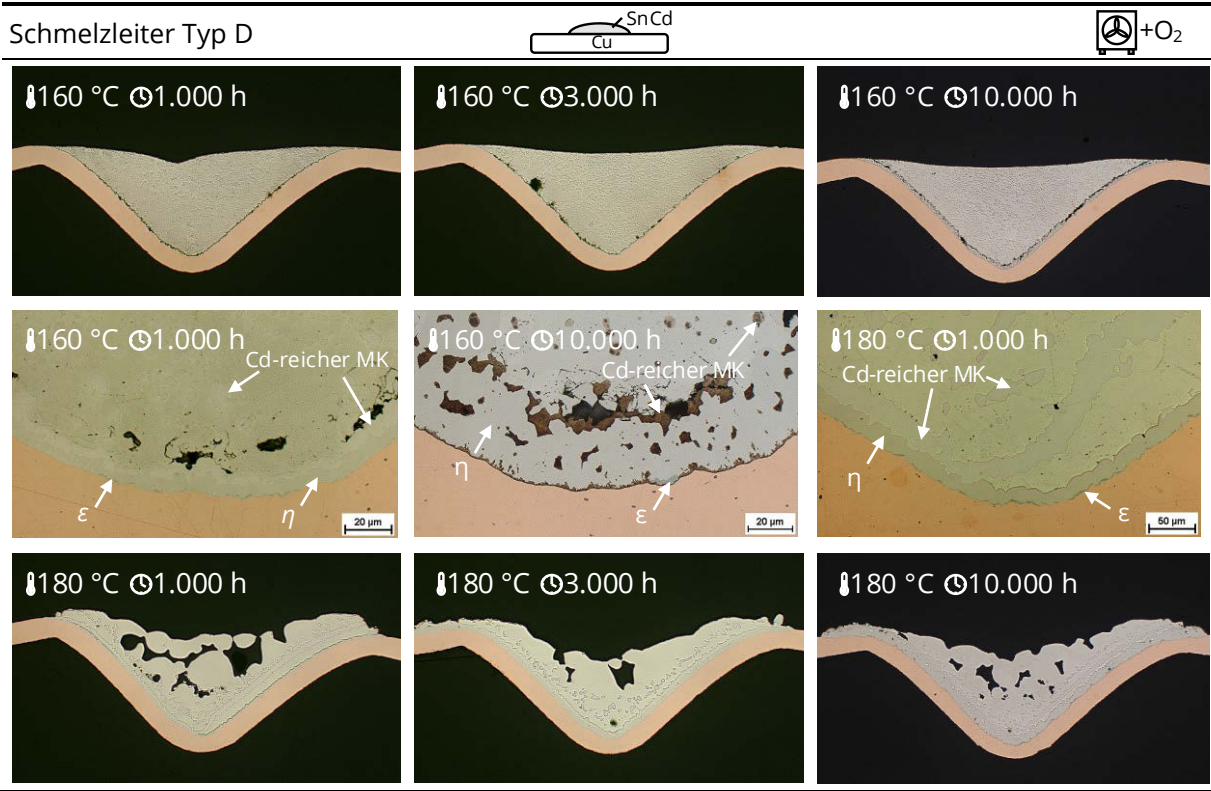


Tabelle 11 Typ C - IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre



* Ablösung des Schmelzleiters ist wahrscheinlich zurückzuführen auf Krafteinwirkung während Montage/Demontage des Prüflings oder während der Präparation

Tabelle 12 Typ D - IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre



Abhängig von der Temperatur und der Zeit wurde die Schichtdicke der IMP gemessen (Anhang A6). Auf Basis dieser Messwerte wurden Wachstumsraten k_{Σ}^2 der Gesamtdicke der IMP für die untersuchten Temperaturen bestimmt, mit denen die Schichtdicke zeitabhängig berechnet werden kann (Anhang A6: Gleichung (46), Bild 22). Abhängig von der Temperatur haben die Lote mit niedriger Solidustemperatur und breitem Schmelzintervall deutlich größere Wachstumsraten der IMP. Die Ergebnisse zeigen, dass das Wachstum der IMP im Temperaturbereich, der für den Normalbetrieb relevant ist (Bild 5, Seite 11), mit dem parabolischen Wachstumsgesetz zuverlässig und hinreichend genau beschrieben werden kann.

Für die Schmelzleiter vom Typ B und Typ C wurden zusätzlich die Parameter zum Berechnen der Wachstumsrate abhängig von der Zeit und der Temperatur ermittelt (Anhang A6: Gleichung (47) und Tabelle 20).

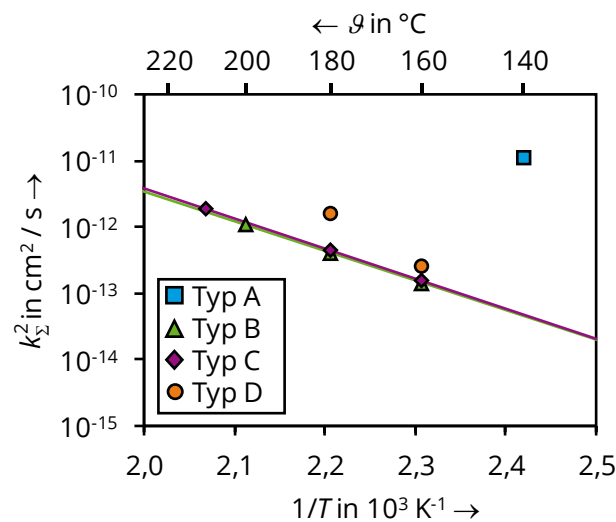


Bild 22: Aus Messung der Schichtdicke bestimmte Wachstumsraten für die Gesamtdicke der IMP abhängig von der Temperatur in der Arrheniusdarstellung

Für Schmelzleiter vom Typ B und Typ C kann das anhand der Schliffbilder ausgewertete temperatur- und zeitabhängige Wachstum der IMP (Anhang A6: Bild 81, Bild 82) nicht im gesamten Temperaturbereich eindeutig mit dem gemessenen Widerstandsverläufen der Engstelle mit Lotdepot (Anhang A4: Bild 76, Bild 77) korreliert werden. Besonders während der Beanspruchung bei einer Temperatur von 160°C erhöht sich der Widerstand der Engstelle mit Lotdepot trotz geringerer Schichtdicken im Mittel stärker als bei höheren Temperaturen. Es wird vermutet, dass die Unterschiede insbesondere auf das temperaturabhängig unterschiedliche Wachstum der IMP in Richtung des Lotes bzw. in Richtung des Schmelzleiters zurückgeführt werden können. Bei sehr geringen Temperaturen dominiert die Diffusionsgeschwindigkeit von Kupfer in Zinn und die IMP wachsen maßgeblich in Richtung des Schmelzleiters. Oberhalb einer Temperatur von 170°C ist die Diffusionsgeschwindigkeit des Zinns in Richtung des Schmelzleiters größer. Die IMP wachsen vorwiegend in Richtung des Lotes [9, 50]. Der Nachweis dieses Zusammenhangs konnte anhand

der Untersuchungen in dieser Arbeit nicht geführt werden, da die Dicke des Schmelzleiters im Bereich des Lotes, abhängig von Zeit und Temperatur, nicht hinreichend genau bestimmt werden konnte¹⁵. Es sollten daher grundsätzliche Untersuchungen zum Einfluss des Wachstums der IMP auf den elektrischen Widerstand an vereinfachten, planen Modell-Schmelzleitern mit bekannten geometrischen Parametern durchgeführt werden, um genauere Erkenntnisse zum beobachteten Verhalten zu erhalten.

Auf der Oberfläche aller untersuchten Schmelzleiter wächst während der Versuche eine geschlossene Schicht Kupfer(I)-oxid (Anhang A5). Fragmentierte Oxidschichten treten nicht auf. Der Schmelzleiter Typ B ist als einziger im Ausgangszustand versilbert. Aufgrund der geringen Dicke der Silberschicht von ca. 1 µm schützt diese den Kupferschmelzleiter nicht dauerhaft vor Oxidation. Vor allem bei höheren Temperaturen diffundiert das Kupfer durch die Silberschicht und oxidiert an der Oberfläche mit dem Luftsauerstoff [76]. Dadurch ist die Silberbeschichtung des Schmelzleiters bereits nach 1.000 h bei allen untersuchten Temperaturen nicht mehr erkennbar. Auch auf der Oberfläche des Lotdepots wächst bei allen untersuchten Temperaturen eine geschlossene Oxidschicht. Entgegen den Angaben in der Literatur (Kapitel 3.3.2) führt bei den meisten Lotdepots die auftretende mechanische Spannung während des Schichtwachstums nicht zum Aufbrechen der Oxidschicht. So wirkt diese auch nach Abschluss der Langzeitversuche passivierend und schützend für das darunterliegende Lot. Lediglich beim Schmelzleiter vom Typ A und einer Temperatur von 160 °C sowie beim Schmelzleiter vom Typ D und einer Temperatur von 180 °C zeigt sich abhängig von der Zeit eine zunehmend fragmentierte Oberfläche (Anhang A5). Bis zum Abschluss der Versuche nach 10.000 h wurde vor allem das verbleibende Lotvolumen des Schmelzleiters vom Typ A deutlich reduziert. Dadurch wurde der Stoffschluss zwischen Schmelzleiter und Lotdepot vollständig unterbrochen (siehe auch Bild 19). Bei Beanspruchung des Schmelzleiters vom Typ D im Bereich der Solidustemperatur von 180 °C traten erste Aufschmelzungen auf und es bildeten sich Schmelzperlen an der Lotoberfläche (Anhang A5). Es ist anzunehmen, dass dadurch das Oxidschichtwachstum begünstigt und die schützende Wirkung verhindert wird. Oberhalb der Liquidustemperatur des Lotes wächst hingegen erneut eine geschlossene Oxidschicht an der Lotoberfläche, die wirkungsvoll verhindert, dass das Lot zu fließen beginnt.

¹⁵ Das Umformen der Schmelzleiter für Sicken bzw. Mulden zur Aufnahme des Lotes und die allgemeine Toleranz der Dicke des Schmelzleiters führten zu einer undefinierten Dicke des Schmelzleiters im Ausgangszustand. Die Dicke des Schmelzleiters als Funktion von der Zeit und der Temperatur konnte damit ohne Kenntnis des Ausgangswertes nicht zuverlässig bestimmt werden.

5.2.3 Ergebnisse der Versuche bei Strombelastung in unterschiedlichen Atmosphären

Für die Schmelzleiter Typ B und Typ D unterscheiden sich die Ergebnisse der Langzeitversuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre und in Inertgasatmosphäre nicht wesentlich von denen bei Belastung im Wärmeschrank (Bild 23, Bild 24, Bild 25). Das gilt für den Verlauf des Widerstands der Engstelle mit Lotdepot und für die Widerstandsänderung nach Abschluss der Langzeitversuche. Der im Vergleich zu den Versuchen im Wärmeschrank größere zulässige Temperaturbereich führt zu einer teilweise größeren Spannweite der gemessenen Widerstände (Bild 23). Das Wachstum der IMP an der Grenzfläche kann bei den untersuchten Temperaturen als unabhängig von der Art der Belastung betrachtet werden (Bild 24, Bild 25).

Die Ergebnisse der Langzeitversuche für Schmelzleiter Typ A stimmen bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre mit denen bei Belastung im Wärmeschrank gut überein (Bild 23). Bei Strombelastung in Inertgasatmosphäre zeigen die Ergebnisse einen wesentlich geringeren Anstieg des Widerstands über der Zeit. In natürlicher Atmosphäre erhöht sich der Widerstand über die gesamte Versuchszeit um 19 % bis 20 %, in Inertgasatmosphäre im Mittel um lediglich 3 % (Bild 23). Dieser Unterschied wird auf den Einfluss des Bismuts auf die Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion zwischen Kupfer und Zinn zurückgeführt. Das Lot ist bei einer konstanten Temperatur von 140 °C und unter Vernachlässigung des geringen Kupfergehalts ein zinnreicher Mischkristall, in dem das Bismut vollständig gelöst ist [40]. Die Schliffbilder zeigen, dass unter Anwesenheit von Sauerstoff das Bismut vorrangig oxidiert und dicke IMP an der Grenzfläche wachsen können (Bild 20, Bild 24). Steht kein Sauerstoff zur Verfügung, bleibt das Bismut im Zinn gelöst und bewirkt offensichtlich eine sehr stark verringerte Diffusionsgeschwindigkeit, sodass an der Grenzfläche zum Schmelzleiter nur dünne IMP wachsen können (Bild 24).

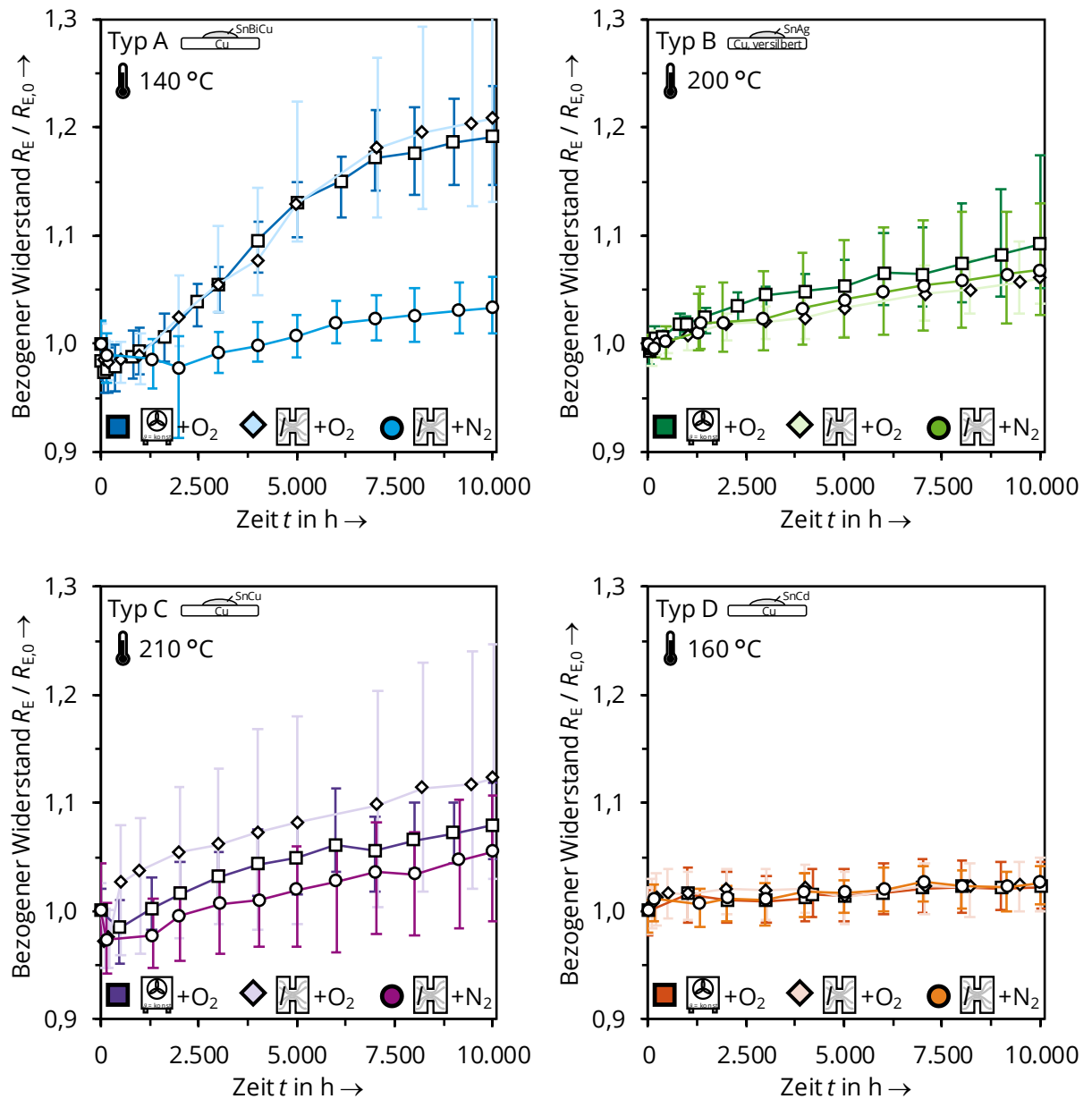


Bild 23: Verlauf des Widerstands R_E der Engstelle mit Lotdepot bezogen auf den Widerstand $R_{E,0}$ im Ausgangszustand bei Belastung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre (O₂) und bei Strombelastung in natürlicher und inerter (N₂) Atmosphäre (Mittelwerte mit Spannweiten)

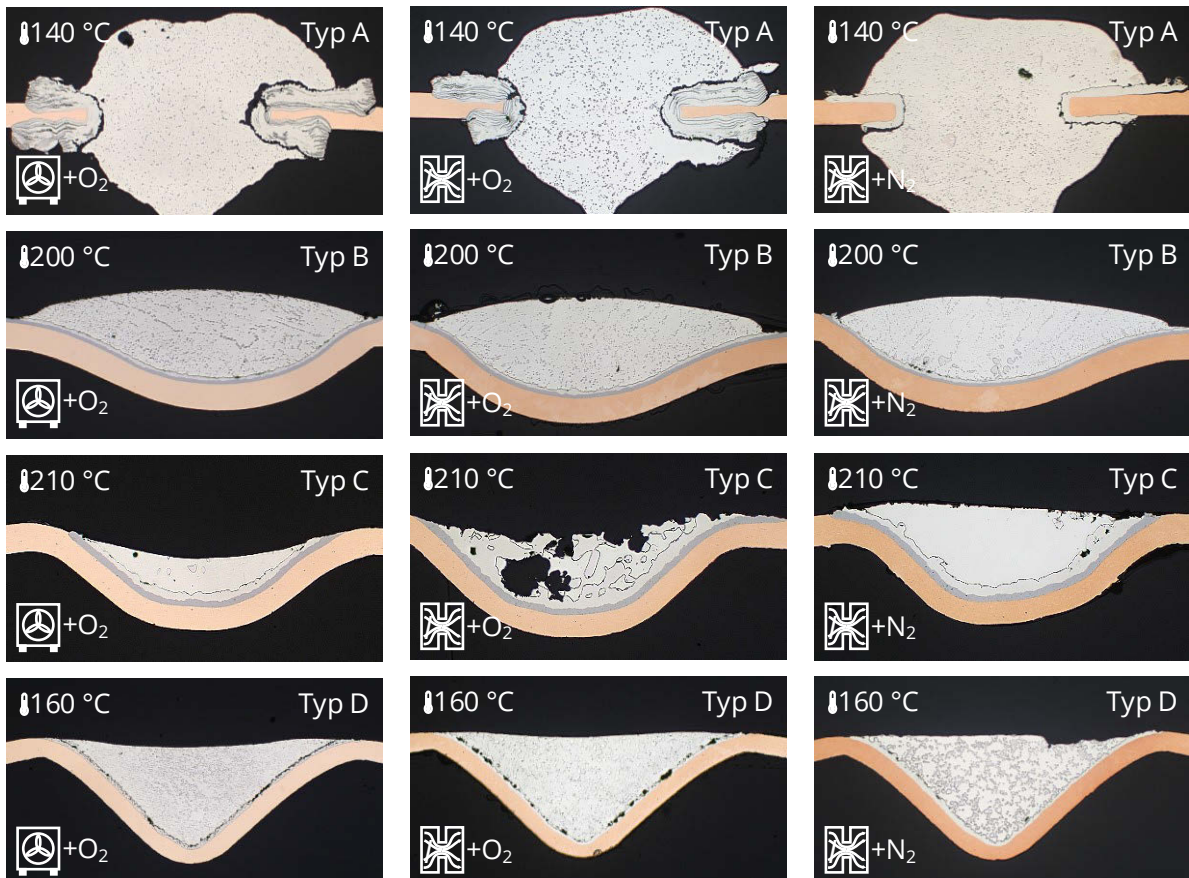


Bild 24: Schliffbilder im Bereich der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Art der Belastung (Wärmeschränk, Strombelastung) und unterschiedlichen Atmosphären; Ergebnisse nach Abschluss der Langzeitversuche

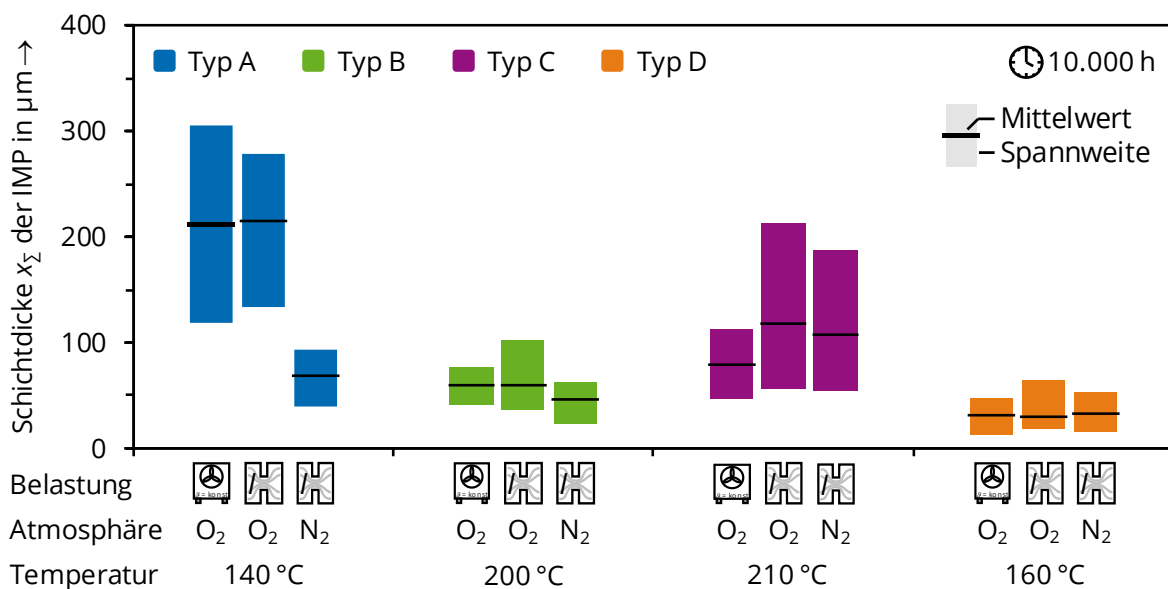


Bild 25: Gemessene Schichtdicke der IMP nach Abschluss der Langzeitversuche bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O₂) und bei Strombelastung in natürlicher und inerte (N₂) Atmosphäre

Schmelzleiter Typ C zeigt bei Strombelastung ein von der Belastung im Wärmeschrank abweichendes Langzeitverhalten. Das Lotdepot oxidiert bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre bei zwei Drittel der Prüflinge stark (Bild 27). An einzelnen Schmelzleitern löste sich das Lotdepot im Verlauf der Versuche vollständig vom Schmelzleiter. Weder bei Belastung im Wärmeschrank noch bei Strombelastung in Inertgasatmosphäre tritt ein vergleichbares Verhalten auf. Die ausgeprägte Oxidation des Lotdepots zeigt sich auch in höheren Widerständen (Bild 23). Die Widerstände der Schmelzleiter, deren Lotdepot weiterhin von einer schützenden Oxidschicht bedeckt ist, unterscheiden sich dagegen nicht wesentlich von den Ergebnissen im Wärmeschrank oder in Inertgasatmosphäre (Bild 27). Die Ursache für diese kontinuierliche Oxidation liegt in der Positionierung des Lotdepots direkt auf der Engstelle. Da sich die Engstelle bei Strombelastung entsprechend der ohmschen Verluste inhomogen erwärmt, entsteht entlang des Lotdepots eine inhomogene Temperaturverteilung. Durch höhere thermisch induzierte mechanische Spannungen im Lotdepot bricht die Oxidschicht auf und verliert ihre passivierende Wirkung, sodass im weiteren Verlauf die Oxidation des Lotdepots kontinuierlich abläuft (Kapitel 3.3.2).

Darüber hinaus zeigen die Schliffbilder des Schmelzleiters Typ C ein bei Strombelastung verstärktes Wachstum der IMP. Besonders die η -Phase erreicht eine größere Schichtdicke (Bild 24, Bild 25). Die Spannweite der gemessenen Schichtdicken ist im Vergleich zur Belastung im Wärmeschrank ebenfalls erhöht (Bild 25). Das Wachstum der IMP erfolgt bei Strombelastung ungleichmäßiger als im Wärmeschrank. Entsprechend dem Verhältnis der Widerstände der einzelnen Stege und damit der Stromverteilung stellt sich auch eine zwischen den Stegen inhomogene Temperaturverteilung ein, sodass die Stege unterschiedlich stark altern können (Bild 26). Aufgrund der Vielzahl paralleler Stege ist der Einfluss auf den Widerstand der Engstelle mit Lotdepot bei einer beschleunigten Alterung einzelner Stege jedoch nicht sehr ausgeprägt (Bild 27). Besonders bei einem geringen Abstand der Temperatur zur Solidustemperatur des Lotes erhöht sich der Einfluss einer inhomogenen Temperaturverteilung auf das Wachstum der IMP, sodass die metallographischen Unterschiede an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot zwischen den Versuchen im Wärmeschrank und bei Strombelastung zunehmen.

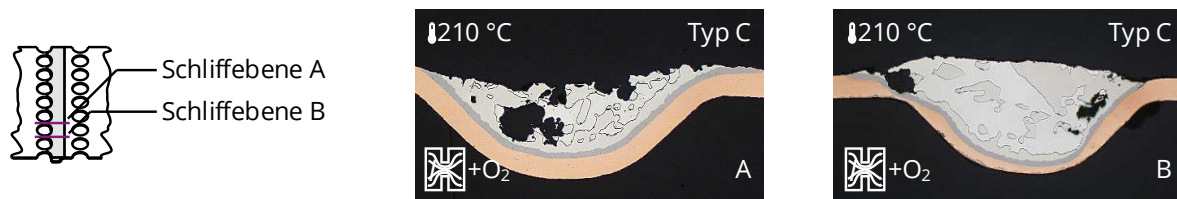
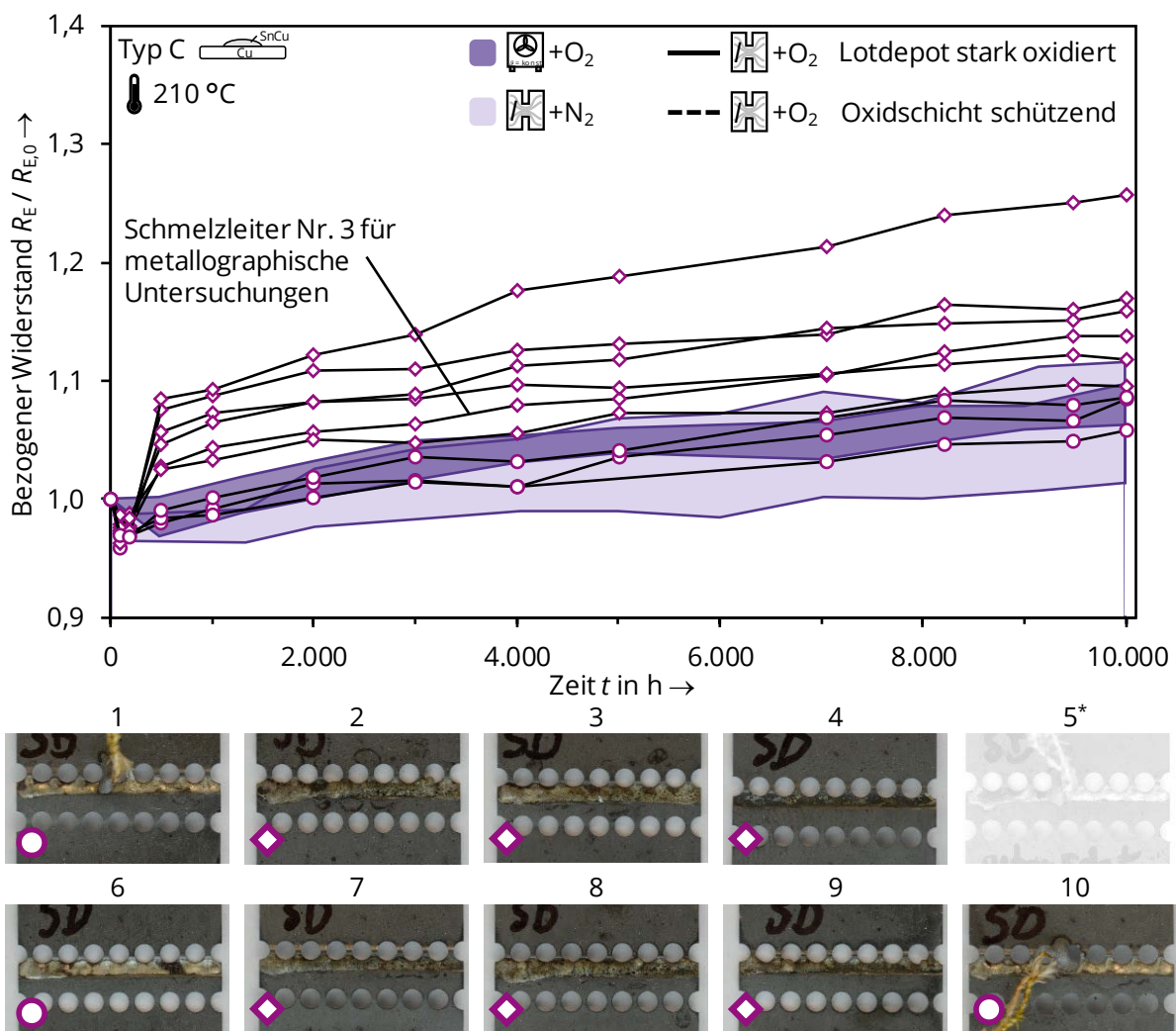


Bild 26: Typ C – Schliffbilder zweier einzelner Stege im Bereich der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach Abschluss der Langzeitversuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre (Schmelzleiter Nr. 3)



* Schmelzleiter musste während der Versuchszeit getauscht werden, da er beim Messen beschädigt wurde
→ nicht für Auswertung verwendet

Bild 27: Typ C - Verlauf des bezogenen Widerstands und Übersichtsaufnahmen der Engstellen mit Lotdepot bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre im Vergleich zur Belastung im Wärmeschrank und in Inertgasatmosphäre

5.3 Einfluss der Alterung auf die Funktion im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme

Um den Einfluss der Alterung der Schmelzleiter bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung auf die Funktion im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme zu betrachten, wurde das Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter experimentell untersucht. Mit diesen Untersuchungen können Schlussfolgerungen hinsichtlich zulässiger thermischer Randbedingungen der Schmelzleiter für einen zuverlässigen Dauerbetrieb gezogen werden. Des Weiteren führen die Versuche zu detaillierten Erkenntnissen über die physikalischen Ursachen für auftretende Fehler von Sicherungseinsätzen im praktischen Betrieb.

5.3.1 Versuchsaufbau

Die Erwärmungs- und Schaltversuche mit gealterten Schmelzleitern wurden in einem für alle untersuchten Schmelzleiter einheitlichen vereinfachten Modell eines Sicherungseinsatzes durchgeführt (Bild 28). Bei dessen Konstruktion wurde vor allem auf zum Praxiseinsatz vergleichbare Randbedingungen geachtet. Das betrifft insbesondere die axiale und radiale Wärmeübertragung vom Schmelzleiter zur Umgebung, die maßgeblich die Temperaturverteilung und die maximale Schmelzleitertemperatur beeinflusst.

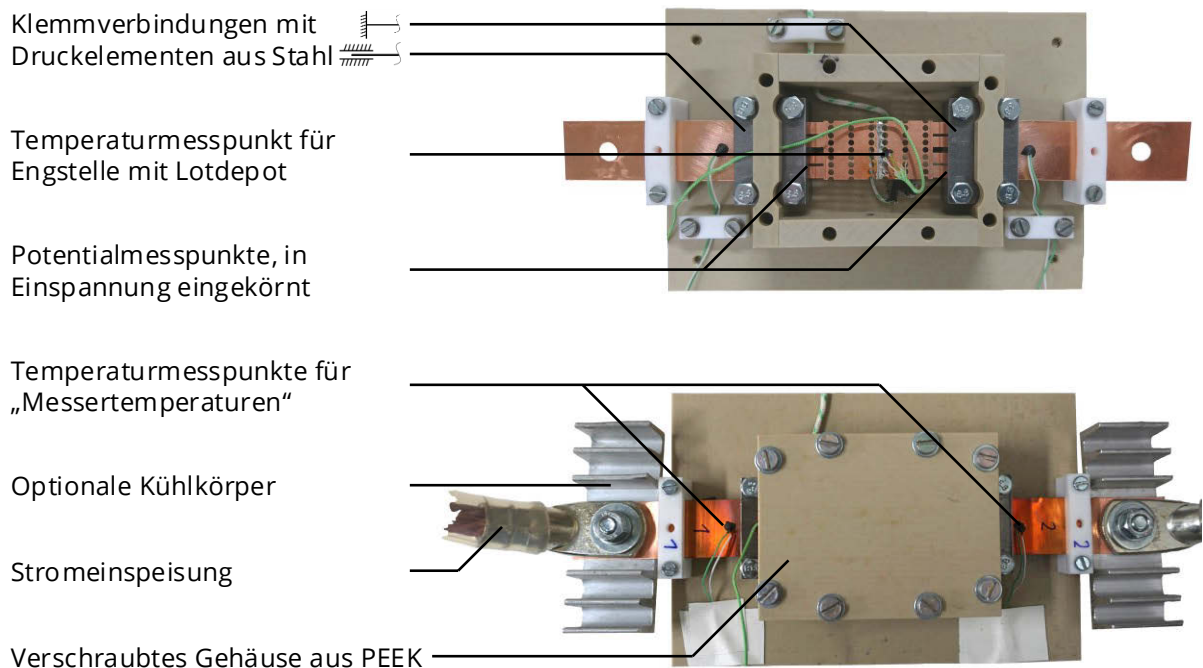


Bild 28: Vereinfachtes Modell eines Sicherungseinsatzes zum Untersuchen des Erwärmungs- und Schaltverhaltens einzelner Schmelzleiter

Das Gehäuse des Sicherungseinsatzes wurde aus dem thermoplastischen Kunststoff PEEK¹⁶ gefertigt. Das Gehäuse wurde so dimensioniert, dass die Wandstärke mit der in den realen Sicherungseinsätzen nahezu übereinstimmte und das innere Volumen des Einsatzes dem mittleren Volumen der vier untersuchten Sicherungseinsätze entsprach. Der Deckel des Modells war zur Montage des Prüflings abnehmbar und für die Versuche fest mit dem Unterteil verschraubt. Der Schmelzleiter wurde innerhalb des Einsatzes mit einer Klemmverbindung aus Stahl beidseitig befestigt. Eine Einspannung war in Längsrichtung verschiebbar, um die thermische Dehnung und auch unterschiedliche Schmelzleiterlängen auszugleichen. Die Enden der gealterten Schmelzleiter wurden vor der Montage mit Schleifvlies und Ethanol gereinigt, um einen geringen Verbindungswiderstand der Klemmverbindung sicherzustellen. Die Reinigung der Enden der Schmelzleiter erfolgte in einer gesonderten Einspannung, die eine mechanische Beanspruchung des Schmelzleiters durch den Reinigungsprozess verhinderte.

Nach der Montage wurde das Gehäuse mit Quarzsand aus den jeweiligen Sicherungseinsätzen gefüllt, der anschließend durch leichtes Klopfen manuell verdichtet wurde. Für eine gleichbleibende radiale Wärmeübertragung in den einzelnen Versuchen eines jeweiligen Schmelzleitertyps wurde die Menge des Quarzsandes abgewogen¹⁷. Durch die gleichbleibende Masse konnte die Verdichtung des Sandes konstant gehalten werden.

Die Temperaturen der Leiter außerhalb des Sicherungseinsatzes wurden mit Thermoelementen¹⁸ gemessen (Bild 28), die mit einem Hochtemperatur-Klebstoff befestigt wurden. Die Temperatur des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot wurde ebenfalls mit Thermoelementen, wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben, gemessen. Der Spannungsfall über dem Schmelzleiter wurde mit eingekörnten Potentialabgriffen in den Klemmverbindungen bestimmt (Bild 28). Mit optionalen Kühlkörpern konnte die Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters zusätzlich beeinflusst werden.

¹⁶ Polyetheretherketon

¹⁷ Kern Präzisionswaage, Typ PFB 3000-2

¹⁸ Firma *Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH*, Typ K, Klasse 1, Isolierung PTFE, Einzeldrahtdurchmesser 0,2 mm

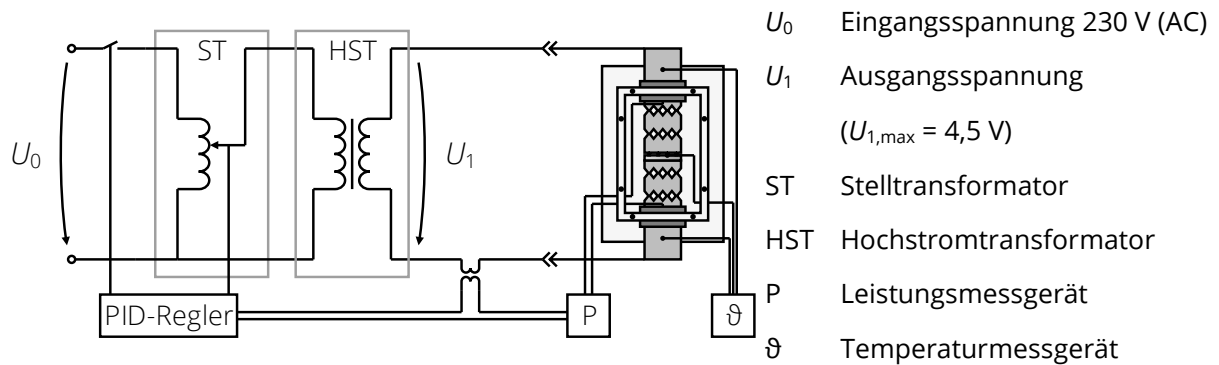


Bild 29: Übersichtsschaltbild der Versuchsanordnung

Das Modell des Sicherungseinsatzes wurde als Sekundärwicklung an einen Hochstromtransformator¹⁹ angeschlossen, dessen Primärspannung mit einem Stelltransformator²⁰ stufenlos variiert werden konnte (Bild 29). Mit der integrierten Stromregelung wurde der Sollwert des Prüfstroms mit einer maximalen Abweichung von $\pm 1 \%$ konstant gehalten. Ein Einfluss der Stromversorgung auf den Schaltvorgang konnte damit vernachlässigt werden. Die Versuche wurden bei verringerter Spannung U_1 durchgeführt, da die Lichtbogenzeit t_{LB} gegenüber der Schmelzzeit t_s im untersuchten Bereich kleiner Überströme vernachlässigt werden kann (Kapitel 2.2). Je nach Art der Prüfung wurden die Messwerte der Leistungs²¹- und Temperaturmessgeräte²² zeitsynchron mit einer Abtastrate von (0,1 ... 2) Hz zur Auswertung gespeichert.

5.3.2 Versuchsdurchführung, Randbedingungen und Bewertungskriterien

Basierend auf den Anforderungen für den praktischen Betrieb der Schmelzleiter im Grenzbereich zwischen Bemessungsbetrieb und dem Bereich kleiner Überströme (Kapitel 2.2) wurden mit den gealterten Schmelzleitern insgesamt drei unterschiedliche Prüfungen durchgeführt:

- Erwärmungsprüfung bei Belastung mit Bemessungsstrom I_r
- Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom $I_{nf} = 1,25 I_r$
- Prüfung mit dem großen Prüfstrom $I_f = 1,6 I_r$

Der Bemessungsstrom I_r eines Schmelzleiters hängt neben den spezifischen Eigenschaften des Schmelzleiters (u. a.: Werkstoff, Lot, Geometrie) wesentlich von den thermischen Eigenschaften des Sicherungseinsatzes ab. Da alle Erwärmungs- und Schaltversuche in einer Modellumgebung

¹⁹ Firma *Riedel*, Typ RUE1400, 1,4 kVA, Sekundärwicklung frei

²⁰ Firma *Riedel*, Typ RRSP137

²¹ Firma *ZES Zimmer*, Typ LMG95

²² Firma *Ahlborn*, Typ Almemo 5690-2

durchgeführt wurden (Bild 28), wurde in Vorversuchen zunächst der Bemessungsstrom $I_{r,M}$ für den Einsatz des jeweiligen Schmelzleiters im Modell des Sicherungseinsatzes ermittelt (Anhang A7).

Alle Prüfungen wurden zunächst mit mindestens fünf Schmelzleitern jedes Typs im Ausgangszustand durchgeführt. Die Ergebnisse wurden als Referenzwerte verwendet. Für die Schmelzleiter im gealterten Zustand wurde je Typ und untersuchter Temperatur jede der drei Prüfungen an mindestens drei Prüflingen durchgeführt. Wurde während der Prüfung des Erwärmungsverhaltens bei Belastung mit Bemessungsstrom $I_{r,m}$ oder während der Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom die Solidustemperatur des Lotes an der Messstelle am Schmelzleiter nicht überschritten, konnte der Prüfling für weitere Prüfungen erneut eingesetzt werden. Bei Überschreiten der Solidustemperatur des Lotes wurde von einer beschleunigten Alterung des Schmelzleiters während der Prüfung ausgegangen und der Prüfling nicht erneut verwendet.

Als Bewertungskriterium neben den normativen Anforderungen an das Schaltverhalten und die Schmelzzeit wurde zusätzlich die Temperatur des Schmelzleiters ϑ_{SL} im Bereich der Engstelle mit Lotdepot ausgewertet (Tabelle 13).

Tabelle 13: Übersicht der durchgeführten Prüfungen zum Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter und den relevanten Bewertungskriterien

Art der Prüfung	Strom	Bewertungskriterien		
		Temperatur Schmelzleiter ϑ_{SL}	Schaltvorgang innerhalb $t \leq t_k$	Schmelzzeit t_s
Stationäre Erwärmung	$I_{r,m}$	X	-	-
Kleiner Prüfstrom I_{nf}	$1,25 I_{r,m}$	X	Nein	-
Großer Prüfstrom I_f	$1,6 I_{r,m}$	X	Ja	X

5.3.3 Versuchsergebnisse

Schmelzleiter Typ A

Bei Belastung mit Bemessungsstrom und dem kleinen Prüfstrom korreliert das Erwärmungsverhalten des Schmelzleiters gut mit den gemessenen erhöhten Widerständen der Engstelle mit Lotdepot nach der Alterung im Wärmeschränk (Bild 30). Im Vergleich zum Neuzustand führen die um 19 % bzw. 25 % erhöhten Widerstände bei Belastung mit Bemessungsstrom zu einem Anstieg der Temperatur der Engstelle mit Lotdepot um (7 ... 11) K. Aufgrund der vergleichsweise geringen Solidustemperatur des Lotes ergibt sich bei Belastung mit Bemessungsstrom im Neuzustand nur eine relativ kleine Differenz zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der Solidustemperatur des Lotes. Bei Belastung mit dem kleinen Prüfstrom ist das Lot damit im Neuzustand bereits teilweise flüssig. Im gealterten Zustand ist das Lot aufgrund

der erhöhten Temperatur vollständig flüssig. Die dadurch erhöhte Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion genügt nicht, um innerhalb der Prüfdauer einen Schaltvorgang auszulösen.

Bei der Prüfung mit dem großen Prüfstrom erhöht sich die Ausschaltzeit der gealterten Schmelzleiter für beide untersuchten Temperaturen um den Faktor 2 bis 3 (Bild 30, rechts). Anhand der maximalen Temperatur des Schmelzleiters zeigen sich zudem deutliche Unterschiede im Abschaltmechanismus (Bild 30, rechts). Die bei 160 °C gealterten Schmelzleiter können den großen Prüfstrom erst bei Überschreiten der Schmelztemperatur des Werkstoffs des Schmelzleiters unterbrechen. Das stark oxidierte Lotdepot und der nicht mehr vorhandene Stoffschluss zwischen Lotdepot und Schmelzleiter (Tabelle 9, Seite 44 und Tabelle 19, Seite 137) verhindern die notwendige Interdiffusion an der Grenzfläche und damit eine erfolgreiche Überlastabschaltung des Schmelzleiters. Innerhalb der Modellumgebung ist dieses Verhalten als Schaltversagen zu werten, da der Schaltvorgang erst durch das Schmelzen des Kupfers erreicht wird. In der realen Anwendung würde eine konstant hohe Strombelastung, aufgrund der metallographischen Veränderungen, nicht zu einer zeitlich konstanten thermischen Beanspruchung führen (Kapitel 5.2). Die Temperatur des Schmelzleiters würde sich bei gleichbleibender Belastung mit größer werdendem Widerstand erhöhen. Damit wird in der realen Anwendung und einer dauerhaften Beanspruchung des Schmelzleiters bei einer Temperatur von 160 °C nach einer endlichen Zeit ein frühzeitiger Schaltvorgang auftreten.

Die maximale Temperatur während des Schaltvorgangs der bei 140 °C gealterten Schmelzleiter unterscheidet sich nicht wesentlich vom Ausgangszustand (Bild 30). Der Schaltvorgang ist zwar deutlich verzögert, erfolgt aber weiterhin durch den Mechanismus der Überlastabschaltung (vgl. Kapitel 2.2). Ein Aufschmelzen des Schmelzleiters, hervorgerufen durch Interdiffusion, ist weiterhin sichergestellt. Es zeigt sich, dass der verringerte Querschnitt, die erhöhte Verlustleistung und damit die Erwärmung im Bereich der gealterten Engstelle mit Lotdepot den Schaltvorgang nicht beschleunigen können. Anhand der metallographischen Untersuchungen ist dieses Verhalten, neben einem zusätzlich negativen Einfluss des verringerten Stoffschlusses, auf sehr dicke IMP zurückzuführen. Die Interdiffusion an der Grenzfläche erfolgt über ein Mehrphasengebiet mit deutlich reduziertem Konzentrationsgradienten. Die IMP besitzen zudem eine deutlich höhere Solidustemperatur als das Lot (Tabelle 4, Seite 22). Dadurch wirken sie zunächst als Diffusionsbarriere zwischen dem bereits flüssigen Lot und dem Schmelzleiter. Im Vergleich zum Ausgangszustand wird die Reaktionsgeschwindigkeit bei sonst gleichen Randbedingungen deutlich verringert und die Schmelzzeit stark verlängert.

Das Erwärmungs- und Schaltverhalten der bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre beanspruchten Schmelzleiter zeigt, mit Rücksicht auf die geringe Prüflingszahl, keine signifikanten

Unterschiede verglichen mit der Belastung im Wärmeschrank (Bild 31). Auch bestätigt die Prüfung mit dem großen Prüfstrom die sehr stark verlängerten Schmelzzeiten (Bild 31, rechts). Die teils deutlich größere Streuung der gemessenen Widerstände der Engstelle mit Lotdepot zeigt sich ebenfalls in der Spannweite der gemessenen Schmelzzeiten. Wie in den metallographischen Untersuchungen festgestellt, wachsen bei gleicher thermischer Beanspruchung unter Ausschluss von Sauerstoff wesentlich dünnere IMP (Bild 24). Bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom ist die Barrierewirkung der IMP geringer und die Schmelzzeit wird weniger stark verlängert (Bild 31, rechts).

Zusammenfassend führt die Alterung des Schmelzleiters vom Typ A im gesamten untersuchten Temperaturbereich zu einem vor allem im Bereich kleiner Überströme signifikant veränderten Zeit/Strom-Verhalten des Schmelzleiters. Das Verhalten des Schmelzleiters Typ A ist bei einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung im untersuchten Temperaturbereich nicht langzeitstabil. Eine Grenztemperatur für den Dauerbetrieb des Schmelzleiters kann nur im Temperaturbereich $\vartheta < 140\text{ °C}$ liegen. Verglichen mit dem theoretisch möglichen Temperaturbereich des Schmelzleiters (Bild 5) ist Schmelzleiter Typ A tendenziell für Anwendungsfälle bei hoher thermischer Beanspruchung ungeeignet.

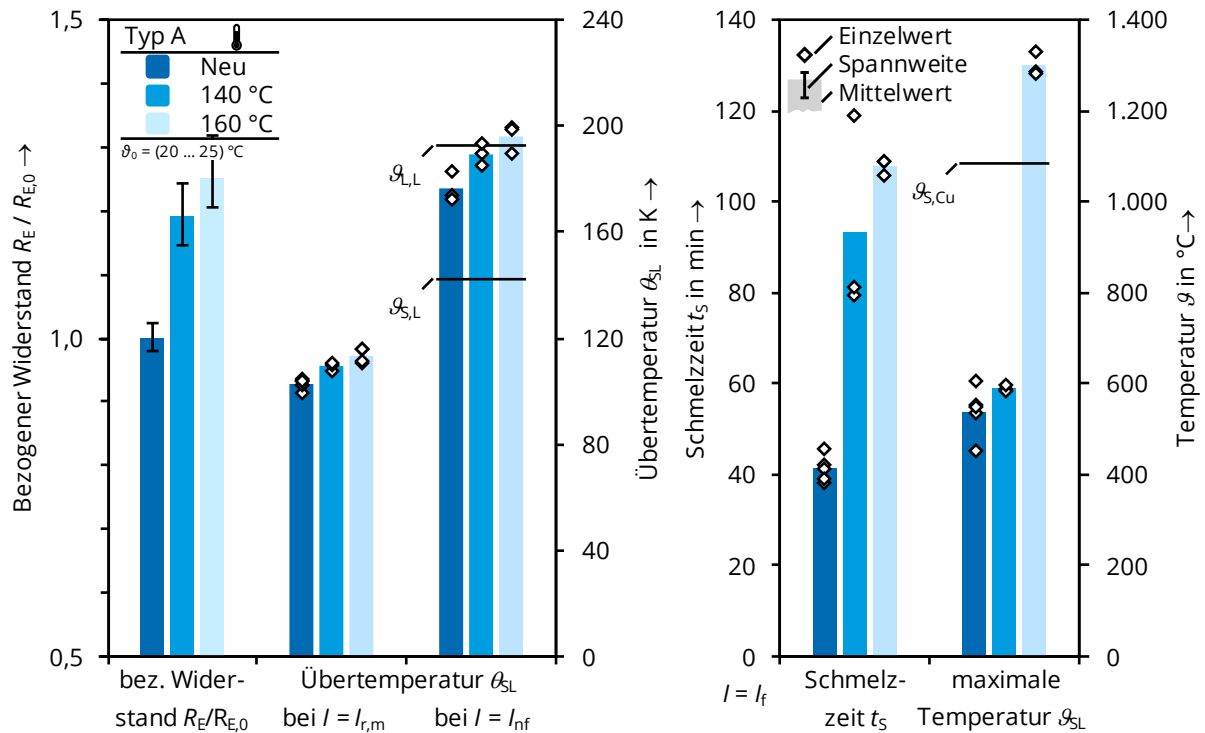


Bild 30: Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

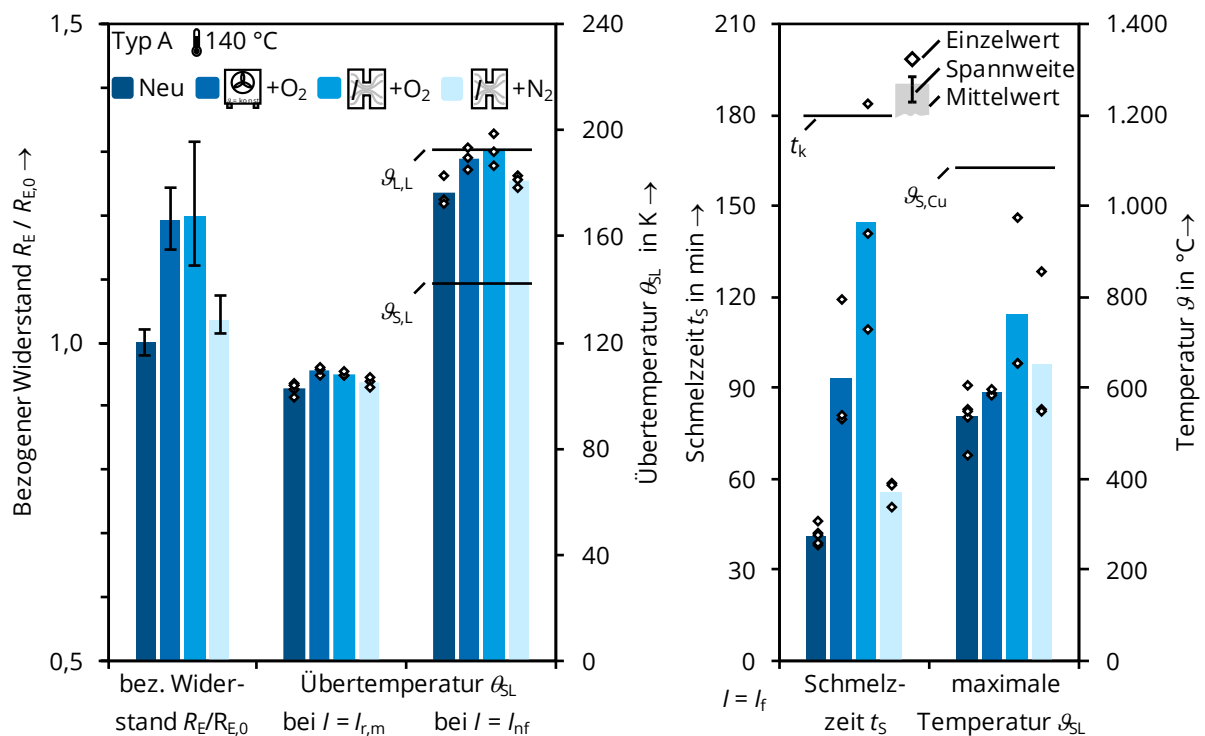


Bild 31: Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O_2) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N_2) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand

Schmelzleiter Typ B

Bei Schmelzleiter Typ B treten im untersuchten Temperaturbereich unabhängig von der Art der Belastung keine kritischen Änderungen des Erwärmungsverhaltens der gealterten Schmelzleiter im Normalbetrieb auf (Bild 32, Bild 33). Die Alterung der Schmelzleiter im Temperaturbereich von 160 °C bis 210 °C führt zu einem Anstieg der Übertemperatur des Schmelzleiters um (2 ... 8) K. Die Spannweiten der gemessenen Temperaturen des Schmelzleiters im Neuzustand und im gealterten Zustand überlagern sich deutlich, sodass keine signifikanten Unterschiede auftreten. Auch bei der Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom erhöht sich die Übertemperatur am Schmelzleiter für die im Temperaturbereich von 160 °C bis 200 °C gealterten Prüflinge um weniger als zehn Kelvin. Lediglich eine Alterung bei einer Temperatur von 210 °C führte zu einem Anstieg der Übertemperatur um 15 K verglichen zum Neuzustand. Aufgrund der Dimensionierung des Schmelzleiters und der hohen Solidustemperatur des eutektischen Lotes verbleibt das Lot auch bei Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom im festen Zustand. Zudem besteht, verglichen mit den übrigen Typen, stets eine große Differenz zwischen der Temperatur des Schmelzleiters und der Solidustemperatur des Lotes (Bild 32, Bild 33). Auch bei dauerhafter Belastung im Bereich des kleinen Prüfstromes ist kein vorzeitiges Schalten des Schmelzleiters zu erwarten. Im Gegensatz zu den übrigen Typen ist der minimale Auslösestrom I_{\min} für Typ B größer als der kleine Prüfstrom und liegt im Bereich $I_{\text{nf}} < I_{\min} < I_{\text{f}}$.

Bei der Prüfung der gealterten Schmelzleiter mit dem großen Prüfstrom ist im gesamten Temperaturbereich und unabhängig von der Art der Belastung grundsätzlich eine zuverlässige Überlastabschaltung gewährleistet. Unter Berücksichtigung der Spannweite der Messwerte werden im gealterten Zustand keine wesentlich erhöhten maximalen Temperaturen während des Schaltvorgangs erreicht (Bild 32, Bild 33). Auch das Erwärmungs- und Schaltverhalten der bei Strombelastung in unterschiedlichen Atmosphären gealterten Schmelzleiter zeigt, abgesehen von der größeren Streuung der Messwerte, keine kritischen Veränderungen (Bild 33). Im untersuchten Temperaturbereich sind die maximale Temperatur des Schmelzleiters und die Schmelzzeit bei einer thermischen Beanspruchung von 160 °C am geringsten (Bild 32, rechts). Im Vergleich zum Neuzustand wird die Schmelzzeit um ca. 30 % reduziert. Ist der Schmelzleiter dauerhaft höherer thermischer Beanspruchung ausgesetzt gewesen, nehmen sowohl die Schmelzzeit als auch die maximale Temperatur des Schmelzleiters wieder zu. Es zeigen sich zwei unterschiedliche Effekte. Aufgrund der grundsätzlich höheren Verlustleistungsdichte und damit verstärkten Erwärmung der Schmelzleiter im gealterten Zustand, werden bei der Prüfung mit dem großen Prüfstrom die Interdiffusion und damit der Schaltvorgang zunächst beschleunigt. Bei höherer thermischer Vorbeanspruchung im Normalbetrieb können aber auch die IMP an der Grenzfläche zwischen

Schmelzleiter und Lot zu immer dickeren Schichten wachsen (Tabelle 10). Damit verstärkt sich die Barrierewirkung der IMP auf die Interdiffusion und die Schmelzzeit wird verlängert (vgl. auch Typ A, Seite 56). Diese Effekte wirken zeitlich parallel, wobei die Ergebnisse zeigen, dass bei höherer thermischer Vorbeanspruchung und damit Dicke der IMP die Schmelzzeit zunehmend von der Barrierewirkung dominiert wird.

Hinsichtlich der festgestellten Veränderungen im Zeit/Strom-Verhalten der gealterten Schmelzleiter ist eine dauerhafte thermische Beanspruchung von 160 °C als ungünstigster Fall zu betrachten. Die Kennlinie des Schmelzleiters verschiebt sich im Vergleich zum Neuzustand hin zu geringeren Strömen. Da der minimale Auslösestrom I_{\min} aber weiterhin größer als der kleine Prüfstrom ist, ist für die praktische Anwendung innerhalb der normativen Vorgaben kein wesentlicher Einfluss zu erwarten. Im untersuchten Temperaturbereich kann daher auf Basis der Ergebnisse in der Modellumgebung zunächst kein thermischer Grenzwert für den Schmelzleiter Typ B festgelegt werden.

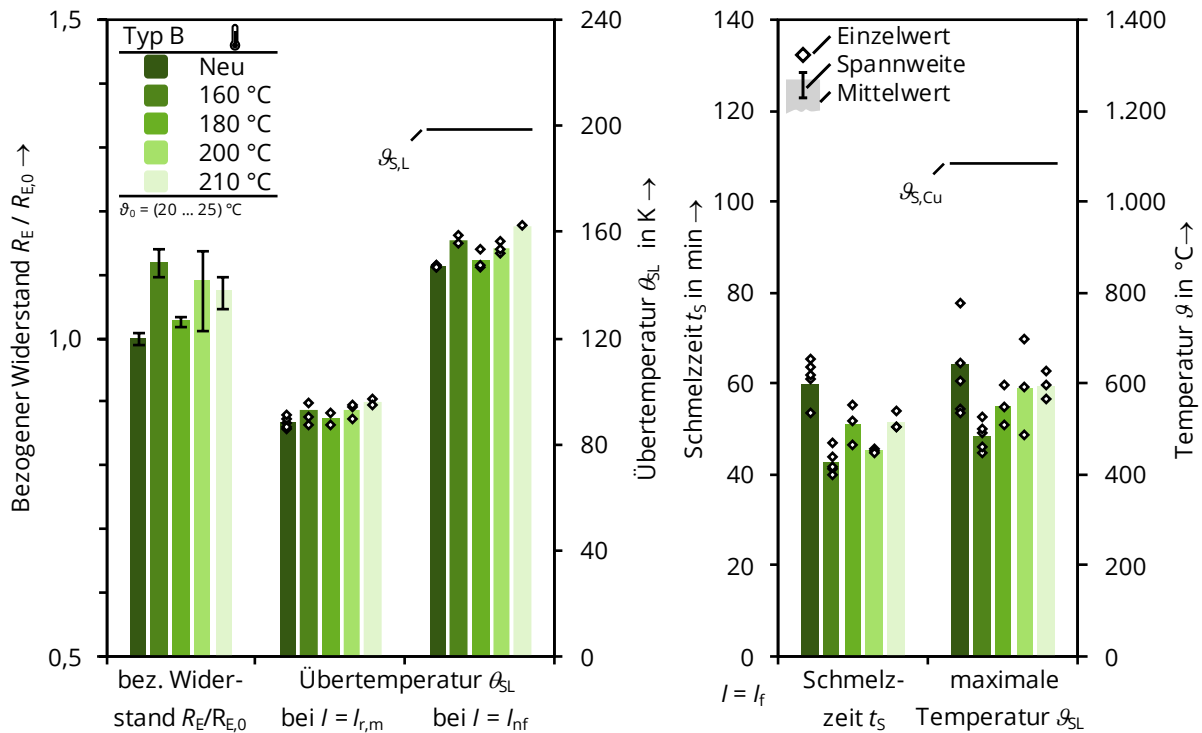


Bild 32: Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

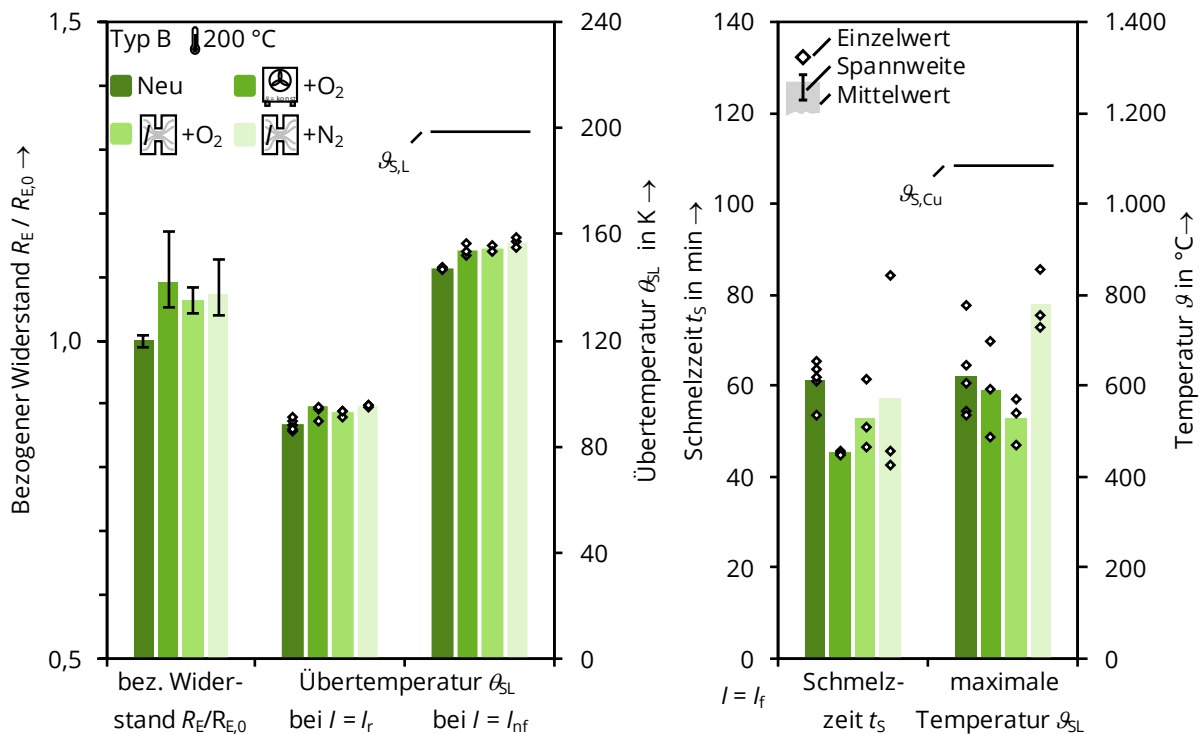


Bild 33: Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O₂) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N₂) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand

Schmelzleiter Typ C

Bei Schmelzleiter Typ C treten im untersuchten Temperaturbereich unabhängig von der Art der Belastung keine kritischen Änderungen des Erwärmungsverhaltens der gealterten Schmelzleiter im Normalbetrieb auf (Bild 34, Bild 35). Die Übertemperaturen der Schmelzleiter erhöhen sich im Vergleich zum Neuzustand um maximal (6 ... 9) K. Bei der Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom wird bereits im Neuzustand die Solidustemperatur des Lotes knapp erreicht und im gealterten Zustand deutlich überschritten. Wie auch bei Typ A genügt die erhöhte Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion nicht, um innerhalb der Prüfdauer einen Schaltvorgang auszulösen. Bei andauernder Belastung über die konventionelle Prüfdauer hinaus ist aber ein vorzeitiges Schalten des Schmelzleiters zu erwarten. Der signifikante Unterschied im Erwärmungsverhalten zwischen den Schmelzleitern Typ B und Typ C bei ähnlich erhöhten Widerständen ist vor allem auf die konstruktive Auslegung des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot zurückzuführen.

Bei der Prüfung mit dem großen Prüfstrom zeigen die gemessenen Schmelzzeiten ein zum Schmelzleiter Typ B sehr ähnliches Verhalten. Nach einer Alterung der Schmelzleiter bei 160 °C weisen die Schmelzzeiten ein ausgeprägtes Minimum auf (Bild 34). Im Mittel verkürzt sich die Schmelzzeit um 34 % im Vergleich zum Ausgangszustand und nimmt bei höherer thermischer Beanspruchung des Schmelzleiters wieder zu. Es zeigt sich bei Schmelzleiter Typ C noch deutlicher der entgegengesetzte Einfluss von erhöhter Verlustleistungsdichte und Dicke der IMP auf die Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion während der Überlastabschaltung. Die maximalen Temperaturen des Schmelzleiters während des Schaltvorgangs belegen für die bei 160 °C gealterten Schmelzleiter einen zuverlässigen Schaltvorgang. Schmelzleiter, die bei höheren Temperaturen gealtert wurden, können den Prüfstrom teilweise erst im Bereich der Schmelztemperatur des Schmelzleiterwerkstoffs unterbrechen (Bild 34, rechts). Eine zuverlässige Überlastabschaltung ist nicht mehr in allen Fällen sichergestellt. Das Verhalten muss als Schaltversagen bewertet werden. Bei einem Schmelzleiter, der bei einer Temperatur von 180 °C gealtert wurde, musste der Schaltversuch abgebrochen werden, da der Prüfstrom nach dem Aufschmelzen des Schmelzleiters nicht unterbrochen wurde und sich erneut ein stationärer Zustand im Bereich der Schmelztemperatur des Schmelzleiterwerkstoffs einstellte. Ein derartiges Schaltversagen wurde bereits in anderen Untersuchungen zum Schaltverhalten von Schmelzleitern im Bereich kleiner Überströme beschrieben [9]. Verglichen mit den übrigen untersuchten Schmelzleitertypen ist es im vorliegenden Fall denkbar, dass die Geometrie der Engstelle einen entscheidenden Einfluss auf das Durchtrennen des Schmelzleiters nach dem eigentlichen Aufschmelzen hat. Ein Zerreißen des flüssigen Schmelzleitersegments durch Oberflächenspannungen und Adhäsionskräfte wird wahrscheinlich durch sehr kurze und dicht

nebeneinander gereihte einzelne Stege der Engstelle (Typ C) im Vergleich zu längeren Engstellen im größeren Abstand zueinander (Typ A, Typ B, Typ D) erschwert. Die Ursache für dieses Verhalten konnten im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen nicht abschließend geklärt werden. Auf Basis der teils unzuverlässigen Überlastabschaltung des Schmelzleiters Typ C nach einer dauerhaften thermischen Beanspruchung bei 180 °C kann eine zulässige Grenztemperatur für den Dauerbetrieb nur bei einer Temperatur $\vartheta < 180$ °C liegen. Bei dauerhaft höheren Temperaturen ist ein langzeitstabiles Verhalten des Schmelzleiters nicht mehr gewährleistet.

Nach einer Alterung bei Strombelastung in natürlicher und inerter Atmosphäre wurden bei Schmelzleiter Typ C deutlich dickere IMP festgestellt (Bild 24 - Bild 26, Seite 50). Im Vergleich zur Alterung im Wärmeschrank verlängern sich die Schmelzzeiten dadurch im Mittel um 50 % (Bild 35). Zudem wird der Prüfstrom häufig erst nach Überschreiten der Schmelztemperatur des Schmelzleiterwerkstoffs unterbrochen. Eine unterschiedlich starke Interdiffusion bei einzelnen Stegen der Engstelle (Bild 26, Seite 52) führt dabei nicht zu kürzeren Schmelzzeiten, da der resultierende Einfluss auf den Widerstand (Bild 27, Seite 52) und damit die Erwärmung der Engstelle mit Lotdepot gering ist. Die Barrierewirkung der IMP bestimmt maßgeblich die Schmelzzeit.

Bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre oxidiert das Lot bei vielen Prüflingen sichtbar (Bild 27). Dieser zusätzliche Einfluss der Oxidation auf die Schmelzzeit kann jedoch aufgrund des dominanten Einflusses der IMP anhand der vorliegenden Ergebnisse nicht direkt nachgewiesen werden.

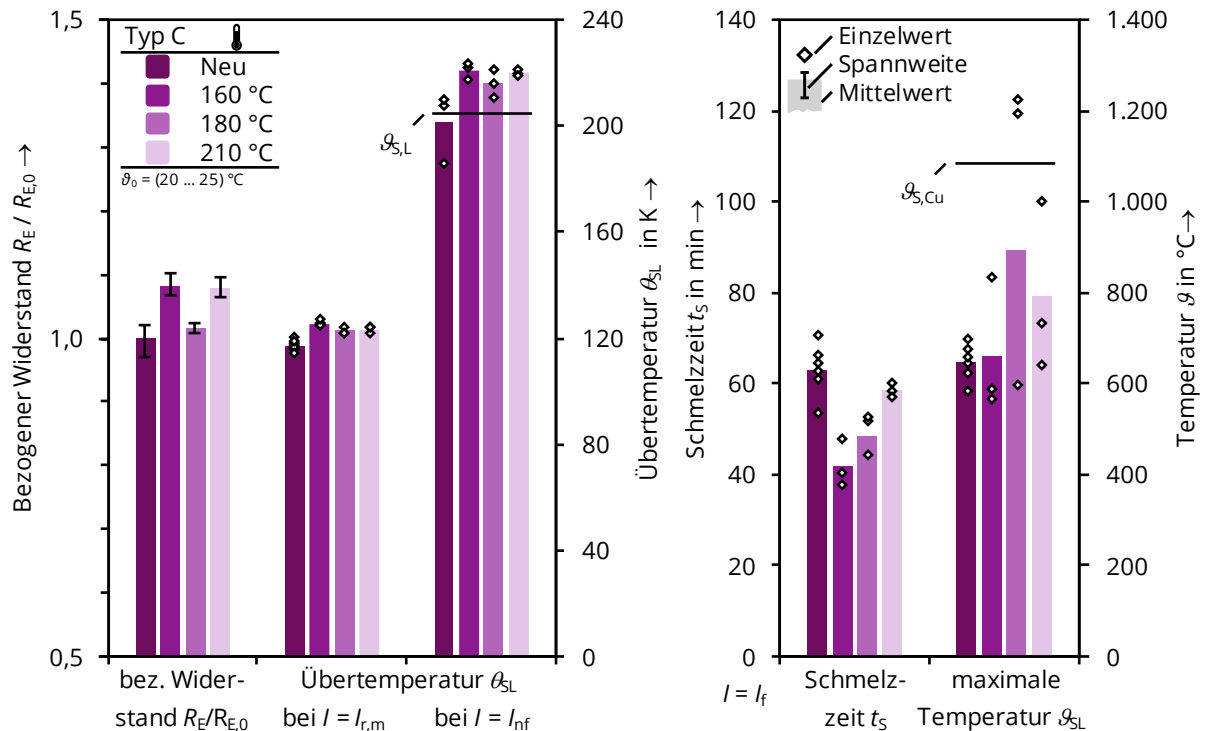


Bild 34: Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

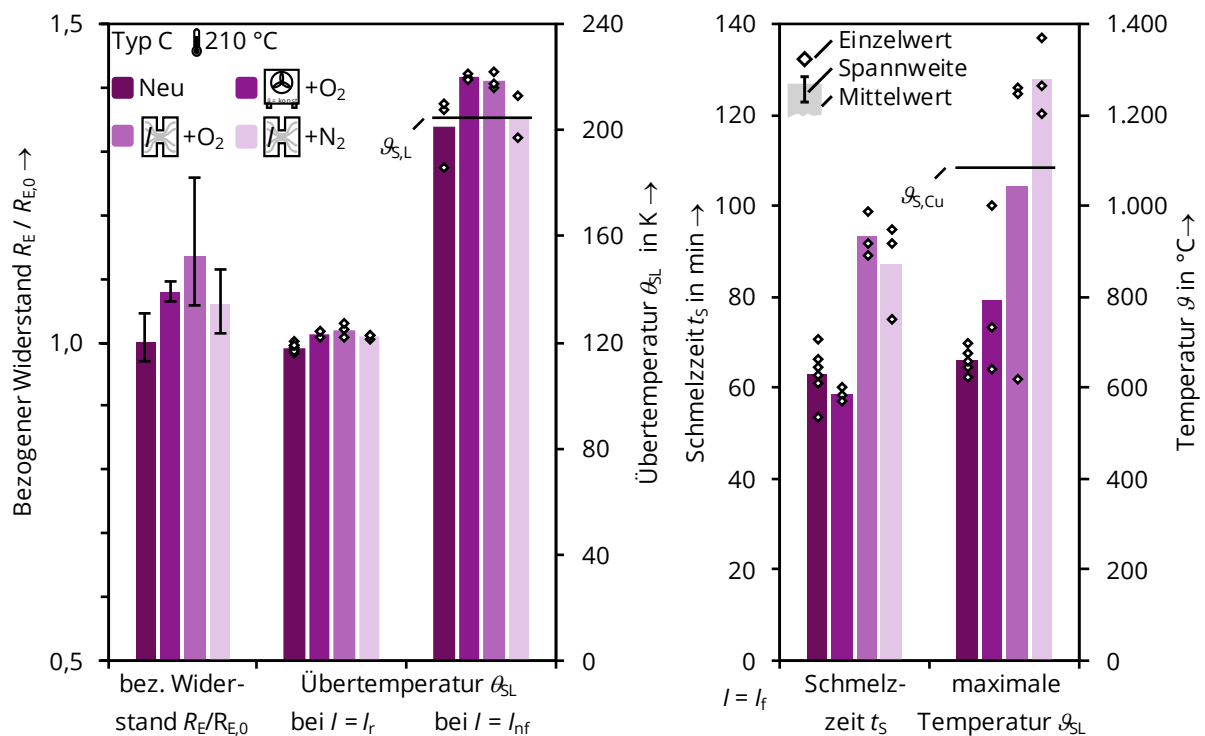


Bild 35: Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschrank in natürlicher Atmosphäre (O₂) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N₂) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand

Schmelzleiter Typ D

Im untersuchten Temperaturbereich führt eine dauerhafte Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes bei Schmelzleiter Typ D zu keinem wesentlich veränderten Erwärmungsverhalten im Normalbetrieb (Bild 36). Erst bei dauerhafter Beanspruchung mit Temperaturen im Bereich der Solidustemperatur des Lotes und darüber hinaus erhöht sich die Temperatur des stromdurchflossenen Schmelzleiters deutlich. Dieses Verhalten korreliert ebenfalls gut mit den gemessenen Widerständen der Engstelle mit Lotdepot. Auch bei der Prüfung mit dem kleinen Prüfstrom besteht kein signifikanter Unterschied der bei einer Temperatur von 160 °C gealterten Schmelzleiter im Vergleich zum Neuzustand. In beiden Fällen erwärmt sich die Engstelle mit Lotdepot auf Temperaturen deutlich oberhalb der Liquidustemperatur des Lotes. Analog zu den übrigen Typen genügt die Dauer der Prüfung nicht, um einen Schaltvorgang auszulösen. Werden die Schmelzleiter bei Temperaturen im Bereich der Solidustemperatur des Lotes und höher gealtert, verringert sich der verbleibende Querschnitt durch wachsende IMP so stark, dass eine Belastung mit dem kleinen Prüfstrom bereits innerhalb der konventionellen Prüfdauer zum Aufschmelzen der Schmelzleiter und einem frühzeitigen Schaltvorgang führt.

Bei der Prüfung mit dem großen Prüfstrom erhöhen sich die Schmelzzeiten der bei einer Temperatur von 160 °C gealterten Schmelzleiter geringfügig im Vergleich zum Neuzustand (Bild 36). Die Spannweiten der gemessenen Schmelzzeiten überlagern sich dabei deutlich. Entsprechend des stärker reduzierten Querschnitts des Schmelzleiters nach einer Alterung im Bereich der Solidustemperatur des Lotes, verringern sich die Schmelzzeiten bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom. Die maximale Temperatur während des Schaltvorgangs liegt bei allen gealterten Schmelzleitern im Bereich des Neuzustandes, sodass eine zuverlässige Überlastabschaltung stets sichergestellt ist.

Das Erwärmungs- und Schaltverhalten der bei Strombelastung in unterschiedlichen Atmosphären gealterten Schmelzleiter zeigt kein abweichendes Verhalten und korreliert sehr gut mit den Widerständen der Engstelle mit Lotdepot und den metallographischen Änderungen des Gefüges (Bild 37).

Die Ergebnisse des Schmelzleiters Typ D bestätigen, dass bereits eine dauerhafte Beanspruchung im Bereich der Solidustemperatur des Lotes eine beschleunigte Alterung des Schmelzleiters verursacht, die zu einem vorzeitigen Schaltvorgang des Schmelzleiters führt. Dieses Verhalten ist in Übereinstimmung mit dem Stand der Technik [8, 9]. Für ein langzeitstabiles Verhalten bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung kann auf Basis der Ergebnisse eine zulässige Grenztemperatur des Schmelzleiters Typ D im Bereich $160\text{ °C} \leq \vartheta < 180\text{ °C}$ hergeleitet werden.

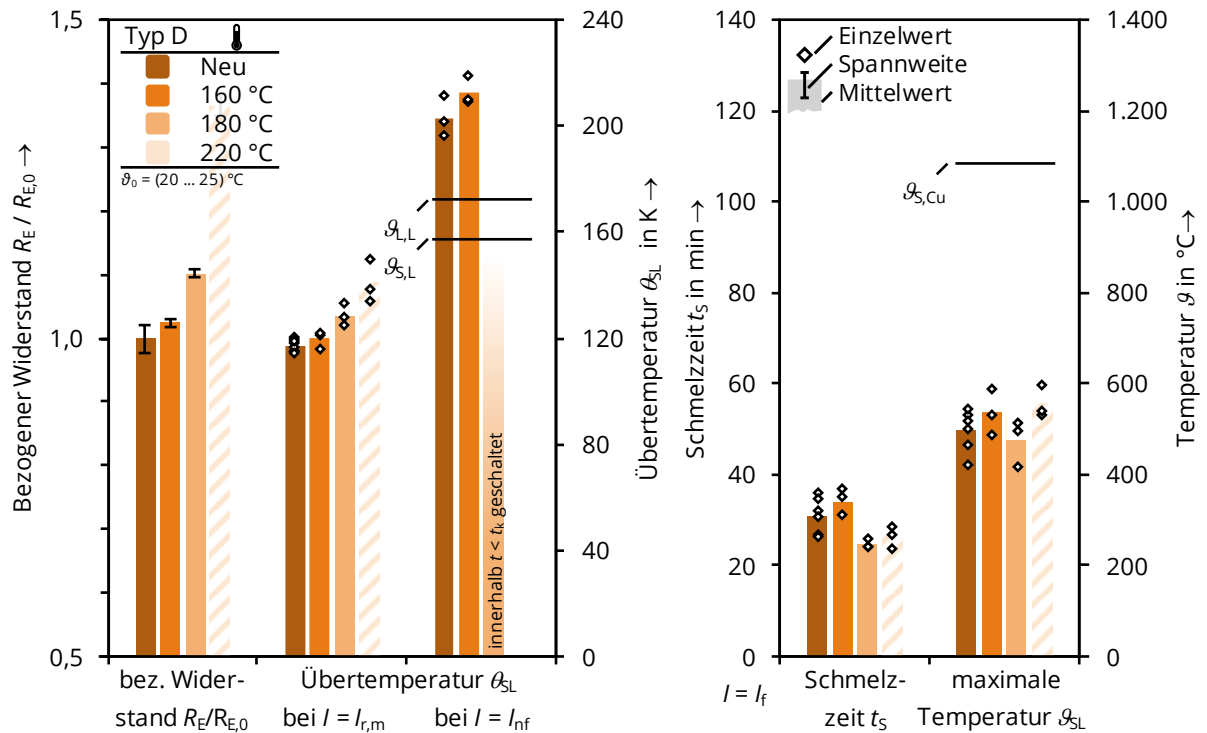


Bild 36: Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

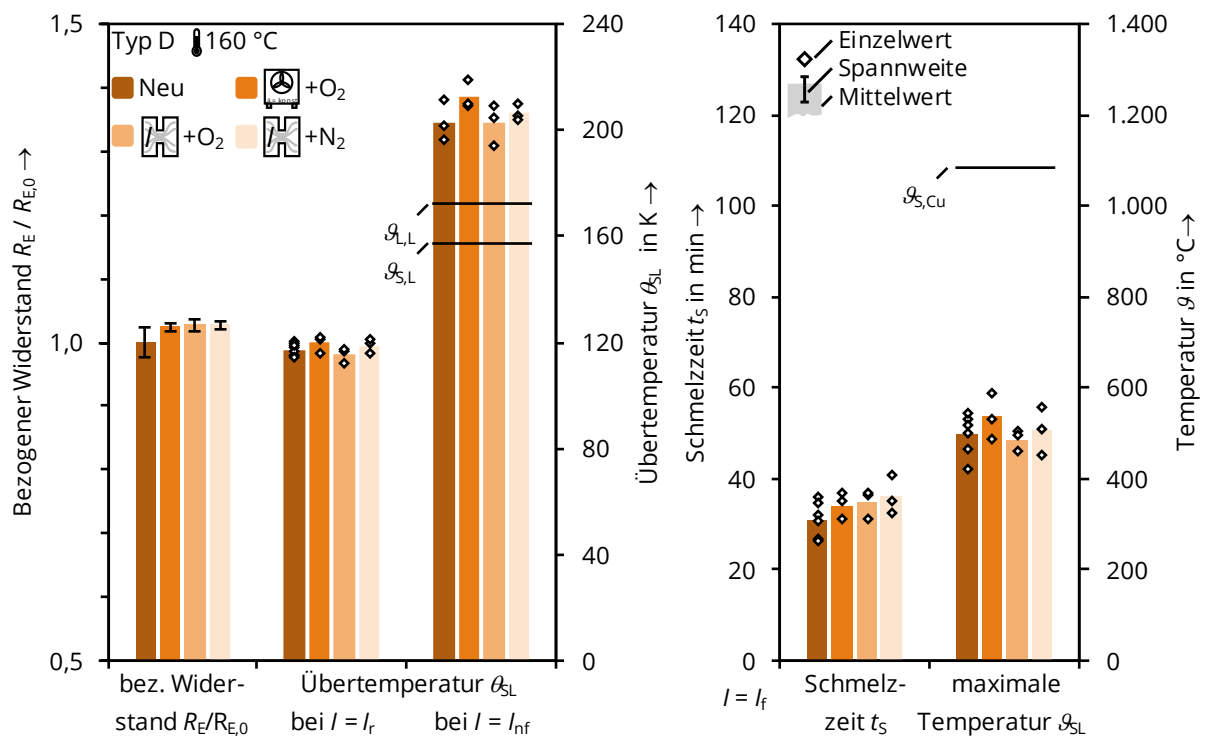



Bild 37: Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O₂) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N₂) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand

5.4 Vergleichende Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen bei hoher thermischer Beanspruchung im Normalbetrieb

Neben den Grundlagenuntersuchungen zum Langzeitverhalten der Schmelzleiter im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme wurden Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen in offenen Sicherungsunterteilen durchgeführt. Ziel war es dabei, die in der Modellumgebung ermittelten Folgen einer Alterung des Schmelzleiters in der realen Anwendung zu überprüfen und für den praktischen Einsatz wichtige Schlussfolgerungen zur zulässigen thermischen Beanspruchung der Schmelzleiter zu erhalten. Es wurden NH-Sicherungseinsätze aller Typen bei elektrisch-thermischer Belastung und je zwei unterschiedlichen, über die Dauer der Versuche konstanten Temperaturen am Schmelzleiter untersucht. Die untersuchten Temperaturen wurden auf Basis der Untersuchungen in der Modellumgebung gewählt (Kapitel 5.3.3, Tabelle 14). Ziel war es dabei, die Ergebnisse aus den Langzeitversuchen möglichst zu ergänzen und darüber hinaus in der Modellumgebung festgestellte Zusammenhänge am realen Sicherungseinsatz zu bestätigen. Alle Langzeitversuche wurden für die Dauer von 5.000 h durchgeführt. Im Anschluss an die Langzeitversuche wurde analog zu den in Kapitel 5.3 beschriebenen Versuchen das Betriebsverhalten der gealterten NH-Sicherungseinsätze untersucht. Dazu wurde an je drei NH-Sicherungseinsätzen das Erwärmungsverhalten bei Belastung mit Bemessungsstrom und das Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme durch Prüfung mit dem kleinen und dem großen Prüfstrom experimentell untersucht. Die Ergebnisse wurden mit dem Betriebsverhalten im Ausgangszustand verglichen. Die Prüfungen wurden anhand derselben Kriterien ausgewertet, die in den Untersuchungen zum Langzeitverhalten der Schmelzleiter angewendet wurden (Tabelle 13, Seite 56).

Tabelle 14: Versuchsplan der Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen

Typ	NH-Sicherungseinsatz		Höhe der Temperatur ϑ in °C im Bereich Engstelle / Lotdepot und Anzahl der jeweils beanspruchten NH-Sicherungseinsätze										
	Schmelzleiter		120	130	140	150	160	170	180	190	200	210	220
A		SnBiCu	10	10									
B		SnAg							10			10	
C		SnCu				10			10				
D		SnCd				10		10					

■ ... Temperaturen auch in LZV an Schmelzleitern untersucht (Kap. 5.3)

5.4.1 Versuchsaufbau

Die Langzeitversuche an Sicherungseinsätzen wurden bei Strombelastung und konstanter Temperatur des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot durchgeführt. Die NH-Sicherungseinsätze wurden dazu in Sicherungsunterteilen²³ montiert und mit Stromschienen aus Kupfer in Reihe geschaltet (Bild 38). Es wurde bei allen Sicherungseinsätzen die Temperatur des oberen Sicherungsmessers mit einem Thermoelement²⁴ gemessen. Diese wurden gemeinsam mit den Potentialabgriffen zum Messen des Durchgangswiderstands R_D der Sicherungseinsätze in die Sicherungsmesser eingekörnt (Bild 38). Darüber hinaus wurden je untersuchter Temperatur sechs der zehn Sicherungseinsätze mit einem Thermoelement im Bereich der Engstelle mit Lotdepot (vgl. Kapitel 5.1.2) präpariert (Anhang A8: Bild 84). Dazu wurde der Sicherungseinsatz demontiert und die Thermoelementleitungen über ein in die Abdeckplatte gestanztes Loch herausgeführt. Anschließend wurde der Sicherungseinsatz wieder mit dem originalen Quarzsand gefüllt, dieser vorsichtig verdichtet und das Loch in der Abdeckplatte mit Schamottklebstoff²⁵ verfüllt. Bei den Sicherungseinsätzen Typ B und Typ C wurde jeweils einer der zwei Schmelzleiter mit einem Thermoelement präpariert, bei Typ A und Typ D jeweils der mittlere der drei Schmelzleiter.

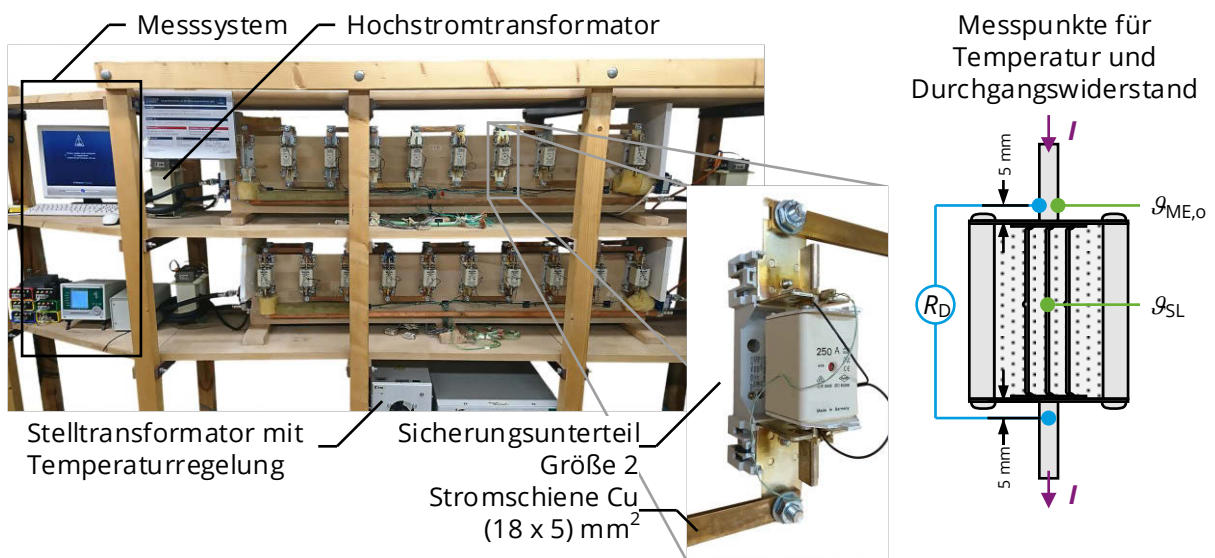


Bild 38: Versuchsaufbau für Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen (links); schematische Darstellung der Temperaturmesspunkte und Potentialabgriffe zum Messen des Durchgangswiderstands

²³ Firma Jean-Müller, Typ U2-1IGZ/H, $I_r = 400$ A, $P_{V,max} = 45$ W

²⁴ Firma Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH, Typ K, Klasse 1, Einzeldrahtdurchm. 0,2 mm

²⁵ Hersteller: Fix-Tec, Typ: Montagekleber DK 27

Für jede untersuchte Temperatur wurde ein Versuchsstand aufgebaut. Die in Reihe geschalteten Sicherungseinsätze wurden jeweils als Sekundärwicklung an einen Hochstromtransformator²⁶ angeschlossen, dessen Primärspannung mit einem Stelltransformator²⁷ stufenlos variiert werden konnte. Die Stelltransformatoren verfügten über eine automatische Temperaturregelung, die über die gesamte Versuchsdauer eine konstante thermische Beanspruchung sicherstellte. Als Regelgröße wurde die Temperatur des Schmelzleiters des Sicherungseinsatzes Nr. 5 eines jeden Versuchs verwendet (Anhang A8: Bild 84). Die Durchgangswiderstände der Sicherungseinsätze wurden in regelmäßigen Abständen mit einem Mikroohmmeter gemessen²⁸. Dazu wurden die Langzeitversuche unterbrochen und die Sicherungseinsätze auf Umgebungstemperatur abgekühlt. Zusätzlich wurden über die gesamte Versuchsdauer die Temperatur der Schmelzleiter aller präparierten Sicherungseinsätze sowie die Belastungsströme zeitsynchron gemessen²⁹ und gespeichert.

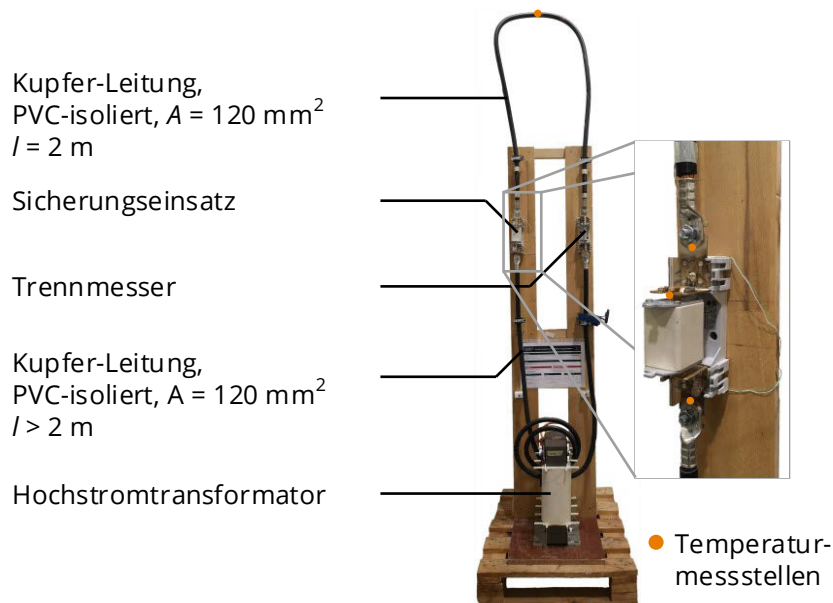


Bild 39: Versuchsstand nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] zum Untersuchen des Erwärmungs- und Schaltverhaltens von NH-Sicherungseinsätzen

Nach Abschluss der Langzeitversuche wurde das Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Sicherungseinsätze in einem Versuchsstand frei in Luft untersucht (Bild 39). Der Versuchsstand erfüllte die Anforderungen nach DIN EN 60269-1:2015 [N1]. Die Sicherungseinsätze wurden in offenen Sicherungsunterteilen geprüft, wie sie auch in den Langzeitversuchen eingesetzt wurden (Bild 38). Mit dem Versuchsstand konnten zwei Sicherungseinsätze gleichzeitig geprüft werden. Bei der Prüfung eines einzelnen Sicherungseinsatzes wurde in das zweite Sicherungsunterteil ein

²⁶ Firma *Riedel*, Typ *RUE1400*, 1,4 kVA, Sekundärwicklung frei

²⁷ Firma *Riedel*, Typ *RRSP137*

²⁸ Firma *Werner Industrielle Elektronik*, Typ *LoRe mobile*

²⁹ Firma *Ahlborn*, Datenlogger Typ *Almemo 5690-2*

NH-Trennmesser der Baugröße 2 eingesetzt (Bild 39). Der Anschluss an den Hochstromtransformator erfolgte über schwarze, PVC-isolierte Leitungen aus Kupfer. Die Primärspannung des Hochstromtransformators³⁰ wurde mit einem Stelltransformator²⁷ stufenlos variiert und der Prüfstrom, wie in Kapitel 5.3.1 beschrieben, geregelt. An den Anschlüssen des Sicherungsunterteils und an der Zuleitung wurden zusätzliche Thermolemente zum Messen der Temperatur angebracht. Diese Ergebnisse wurden darüber hinaus zum Verifizieren von Berechnungsmodellen verwendet (Kapitel 6.2.2). Die Temperaturen und der Strom wurden, wie in Kapitel 5.3.1 beschrieben, gemessen und gespeichert.

5.4.2 Versuchsergebnisse

In den Langzeitversuchen wurde der Durchgangswiderstand der Sicherungseinsätze regelmäßig gemessen und dessen Mittelwert und Spannweite abhängig von der Zeit für jede Versuchsreihe bestimmt (Bild 40). Um die Belastung der Sicherungseinsätze zu bewerten, wurde die Verteilungsfunktion der gemessenen Temperaturen und Ströme ausgewertet (Anhang A8).

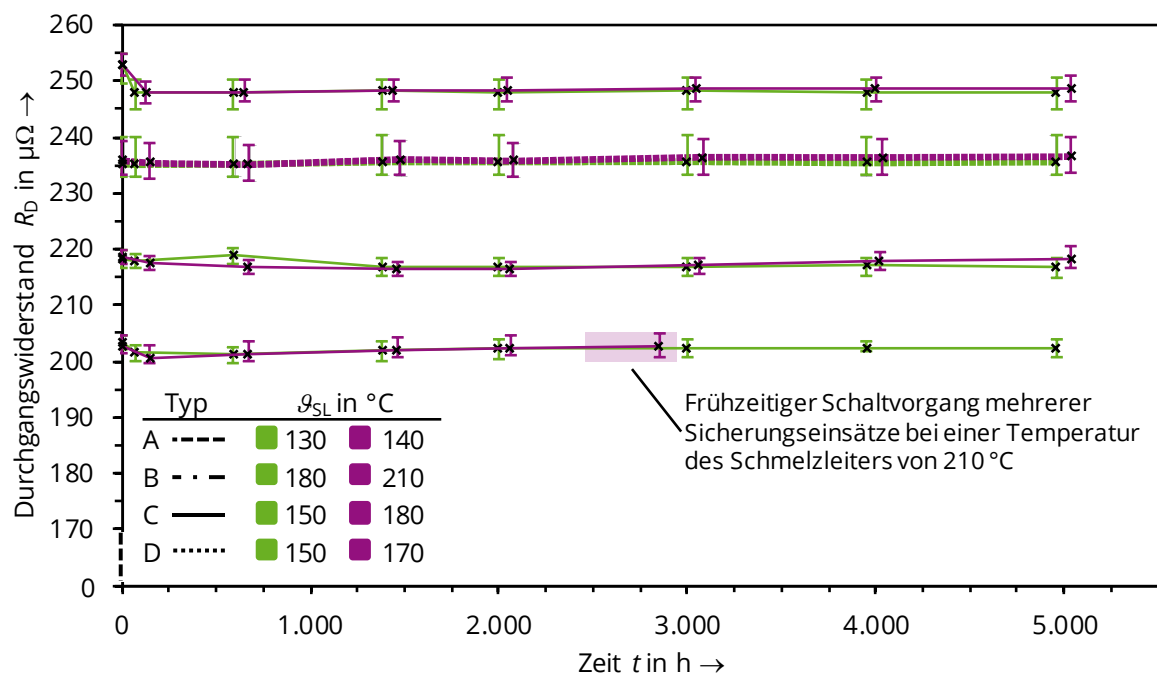


Bild 40: Durchgangswiderstände R_D der Sicherungseinsätze abhängig von der Temperatur des Schmelzleiters und der Zeit

Bei allen Sicherungseinsätzen verringert sich zu Beginn der Versuche der gemessene Durchgangswiderstand. Dieses Verhalten wurde auch in den Langzeitversuchen mit Schmelzleitern festgestellt und ist auf eine temperaturabhängige statische Erholung des Schmelzleiterwerkstoffs zurückzuführen (Kapitel 5.2.2). Im weiteren Verlauf der Langzeitversuche

³⁰ Firma Riedel, Typ RUE 4500 So, Sekundärwicklung frei

bleiben die Durchgangswiderstände bei allen untersuchten Typen und Temperaturen konstant. Bei Sicherungseinsatz Typ B und einer maximalen Temperatur von 210 °C am Schmelzleiter schalteten während der Langzeitversuche mehrere Sicherungseinsätze frühzeitig. Nach jedem Schaltvorgang wurde der geschaltete Sicherungseinsatz durch ein Trennmesser ersetzt und der Langzeitversuch fortgesetzt. Nach $t \approx (2.300 \dots 3.000)$ h hatten insgesamt fünf der zehn Sicherungseinsätze frühzeitig geschaltet. Der Versuch wurde daraufhin vorzeitig beendet. Im Vergleich zu den Versuchen im Wärmeschränk (Kapitel 5.2.2) erhöht sich die thermische Beanspruchung durch die Alterung an der Engstelle mit Lotdepot bei einer konstanten Strombelastung³¹ kontinuierlich. Dies führt zu einer beschleunigten Alterung und damit zu einem frühzeitigen Schaltvorgang des Sicherungseinsatzes. Bei einer thermischen Beanspruchung des Schmelzleiters nahe der Solidustemperatur des Lotes bilden die Untersuchungen im Wärmeschränk das reale Verhalten in der Anwendung nicht mehr hinreichend genau ab. Ergänzend zu den Erkenntnissen aus den Untersuchungen mit Schmelzleitern vom Typ B (Kapitel 5.3.3) kann ein langzeitstabiles Verhalten bei einer dauerhaften thermischen Beanspruchung des Schmelzleiters bei Temperaturen von $\vartheta_{SL} = 210$ °C nicht mehr sichergestellt werden.

Die Ergebnisse zeigen, dass eine beschleunigte Alterung des Schmelzleiters im Normalbetrieb nicht zu einem signifikant erhöhten Durchgangswiderstand R_D führt (Bild 40). Der Durchgangswiderstand R_D eines Sicherungseinsatzes wird dominiert von den Materialwiderständen der Schmelzleiter. Erhöht sich z. B. der Widerstand der Engstelle mit Lotdepot im Normalbetrieb um $\Delta R_E = 10$ %, führt dies lediglich zu einem Anstieg des Durchgangswiderstands um $\Delta R_D = (1 \dots 2)$ % (Bild 41). Diese Änderung liegt im Bereich der Streuung des Durchgangswiderstands der Sicherungseinsätze (Bild 40), sodass kritische Veränderungen im Bereich der Engstelle mit Lotdepot nicht zuverlässig erfasst werden können (Bild 41). Der Durchgangswiderstand des Sicherungseinsatzes ist damit kein geeigneter Parameter, um den Zustand eines Sicherungseinsatzes zu bewerten. Er eignet sich nur für eine grundlegende Funktionsprüfung der Sicherungseinsätze, z. B. um gebrochene Schmelzleiter zu detektieren.

³¹ Da der Strom nur nach der Temperatur des Schmelzleiters eines Sicherungseinsatzes geregelt wurde (Anhang A8), resultiert für die übrigen neun Sicherungseinsätze eine näherungsweise konstante Strombelastung.

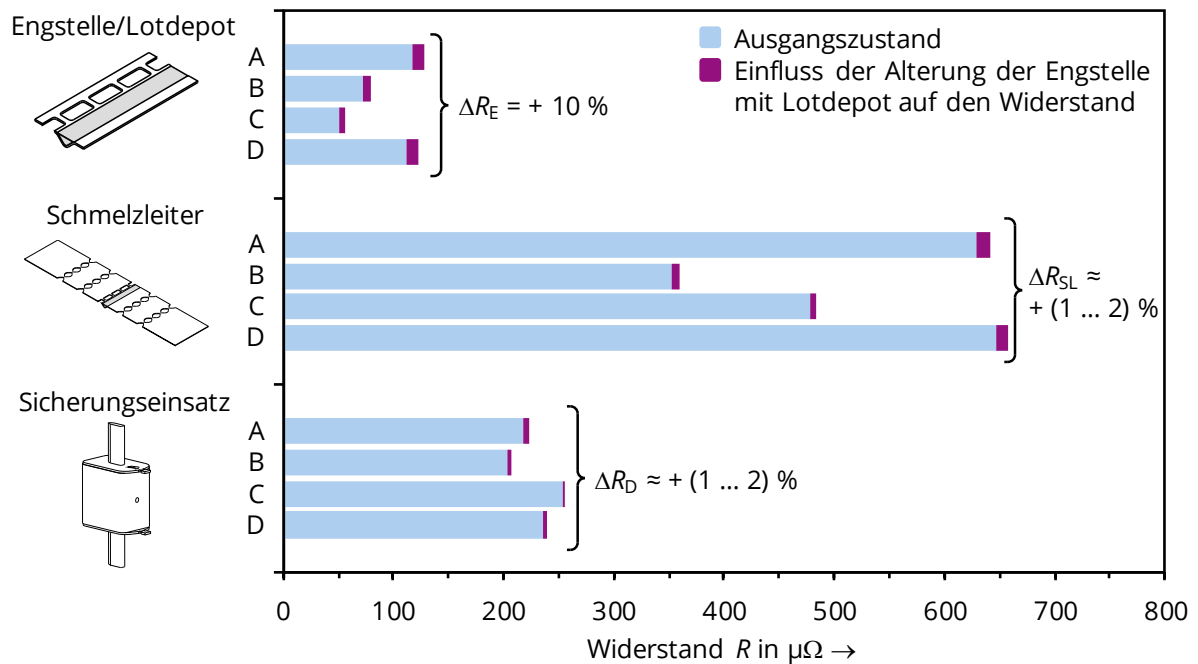


Bild 41: Theoretischer Einfluss einer Änderung des Widerstands im Bereich der Engstelle mit Lotdepot auf den Widerstand des Schmelzleiters und den Durchgangswiderstand des Sicherungseinsatzes

Das Betriebsverhalten der gealterten Sicherungseinsätze unterscheidet sich bei Belastung mit Bemessungsstrom bei allen Typen und unabhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung nicht vom Verhalten im Ausgangszustand (Bild 42 bis Bild 45). Dabei bestehen ebenfalls keine signifikanten Unterschiede zu den Ergebnissen der Untersuchungen an Schmelzleitern in der Modellumgebung (Kapitel 5.3.3). Auch das Schaltverhalten der gealterten Sicherungseinsätze bestätigt, mit Ausnahme von Typ C, grundsätzlich die Ergebnisse der Untersuchungen an Schmelzleitern in der Modellumgebung.

Bei den Sicherungseinsätzen Typ B und Typ D treten bei der Prüfung mit dem kleinen und großen Prüfstrom keine wesentlichen Veränderungen im Vergleich zum Ausgangszustand auf (Bild 43, Bild 45). Bei beiden Typen verringern sich die Schmelzzeiten der gealterten Sicherungseinsätze geringfügig. Aufgrund der Spannweite der Messwerte überschneiden sich die einzelnen Vertrauensbereiche jedoch deutlich. Die zulässige Grenzabweichung der Zeit/Strom-Kennlinie wird auch von den gealterten Sicherungseinsätzen des Typ B und Typ D eingehalten (Anhang A9). Eine zuverlässige Überlastabschaltung ist im untersuchten Temperaturbereich gewährleistet. Ergänzend zu den Erkenntnissen aus den Untersuchungen an Schmelzleitern in der Modellumgebung ist ein langzeitstabiles Verhalten von Typ D auch bis zu einer maximalen Temperatur des Schmelzleiters von 170 °C zu erwarten.

Analog zum Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter in der Modellumgebung (Bild 30) verlängern sich die Schmelzzeiten der Sicherungseinsätze vom Typ A im gealterten Zustand

deutlich (Bild 42). Gleichzeitig werden während des Schaltvorgangs keine kritischen Temperaturen im Bereich der Schmelztemperatur von Kupfer erreicht. Bei einer dauerhaften Beanspruchung der Sicherungseinsätze bei einer Temperatur von 140 °C werden die vom Hersteller angegebenen Grenzwerte der Zeit/Strom-Kennlinie teilweise überschritten (Anhang A9). Die nach einer Beanspruchung bei einer Temperatur von 130 °C gemessenen Schmelzzeiten sind noch innerhalb der Grenzwerte des Herstellers. Auf Grundlage der parabolischen Abhängigkeit des Wachstums der IMP von der Zeit (Anhang A6: Gleichung (46)) wurde bestimmt, dass die Dicke der IMP nach 5.000 h Versuchszeit der Langzeitversuche an stromdurchflossenen Sicherungseinsätzen etwa 70 % der nach 10.000 h im Wärmeschränk gelagerten beträgt. Bei längerer Beanspruchung der Sicherungseinsätze bei einer Temperatur von 130 °C kann damit nicht ausgeschlossen werden, dass die zulässigen Grenzwerte der Zeit/Strom-Kennlinie überschritten werden.

Bei der Prüfung der Sicherungseinsätze Typ C mit dem großen Prüfstrom streuen die gemessenen Schmelzzeiten bereits im Ausgangszustand vergleichsweise stark und auch die maximale Temperatur während des Schaltvorgangs erreicht bereits kritische Werte oberhalb der Schmelztemperatur des Schmelzleiters (Bild 44). Zwar wird der große Prüfstrom bei allen Versuchen sicher unterbrochen, die hohen maximalen Temperaturen zeigen aber eine nicht hinreichend schnelle Interdiffusion und damit eine bereits im Ausgangszustand nicht zuverlässige Überlastabschaltung der Sicherungseinsätze. Im gealterten Zustand verlängern sich die gemessenen Schmelzzeiten der Sicherungseinsätze bei den untersuchten Temperaturen im Gegensatz zu denen, die an Schmelzleitern in der Modellumgebung bestimmt wurden (Bild 34). Die maximale Temperatur ist bei allen Versuchen im Bereich der Schmelztemperatur des Werkstoffs des Schmelzleiters. Da der Schaltvorgang im Bereich kleiner Überströme bereits im Ausgangszustand als fehleranfällig bewertet werden muss, kann der gealterte Zustand nicht anders bewertet werden. Das Langzeitverhalten des Sicherungseinsatzes Typ C kann im gesamten untersuchten Temperaturbereich daher nicht abschließend geklärt werden.

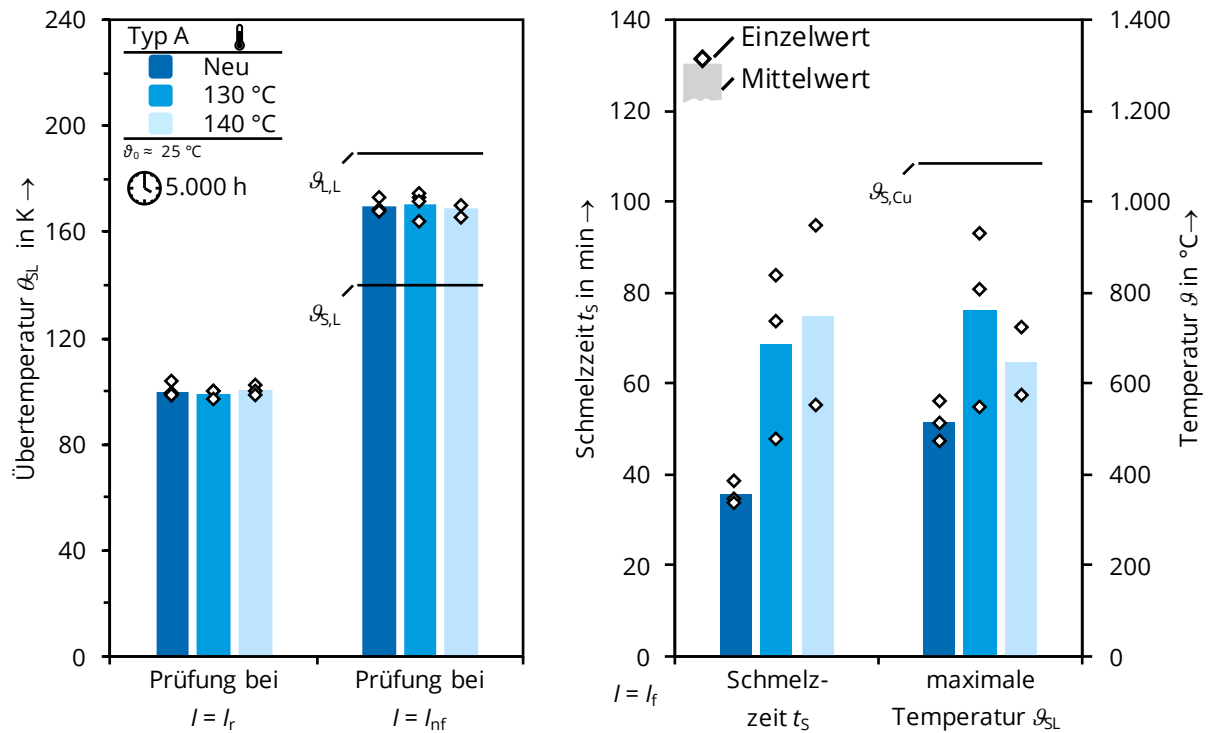


Bild 42: Sicherungseinsätze Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

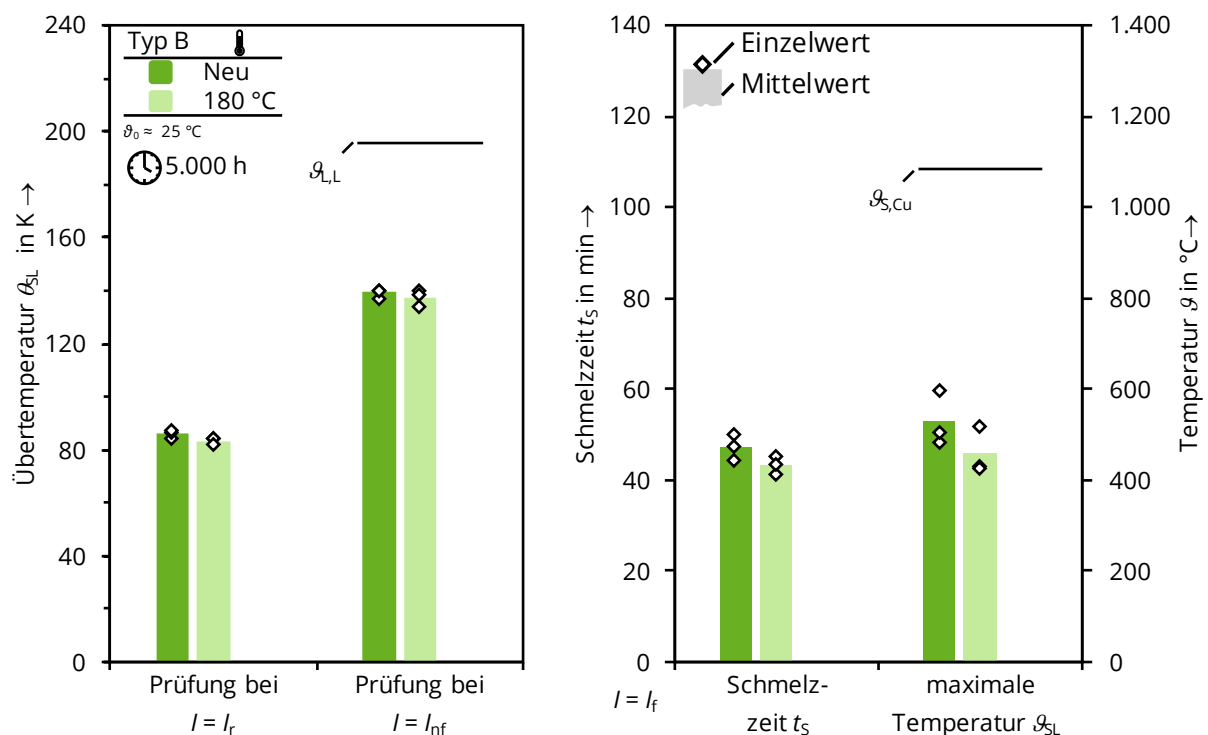


Bild 43: Sicherungseinsätze Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

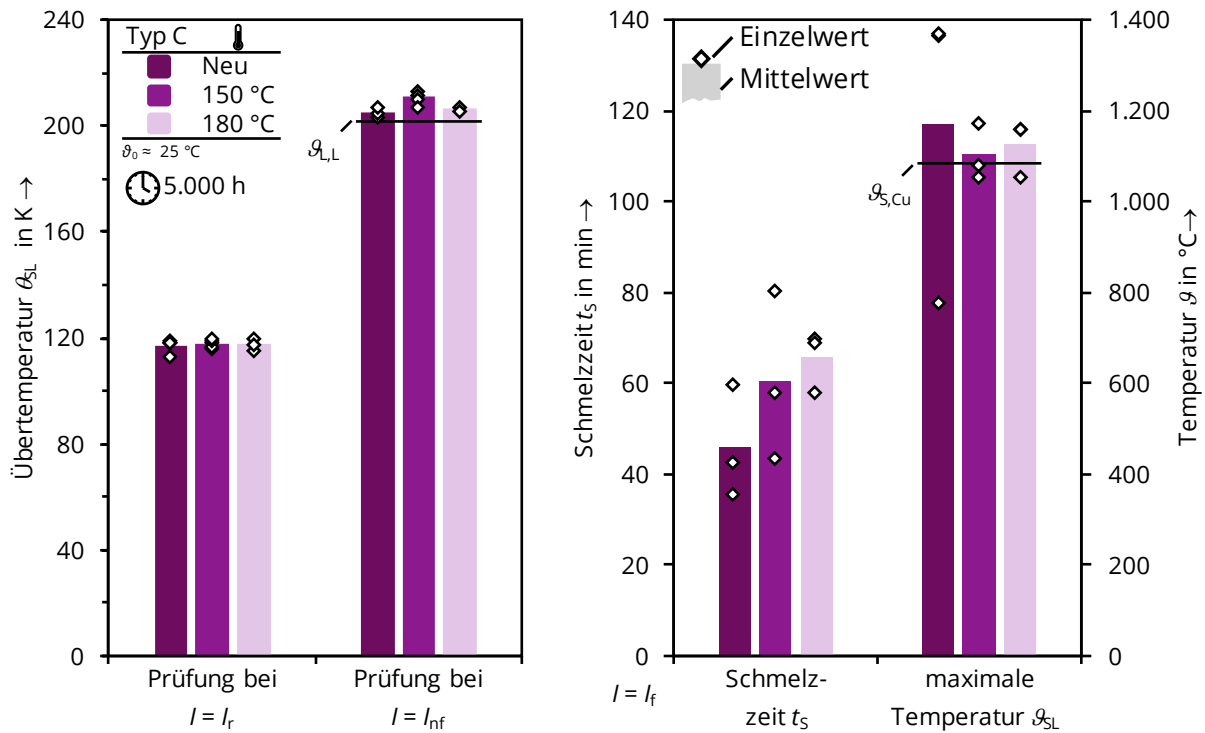


Bild 44: Sicherungseinsätze Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

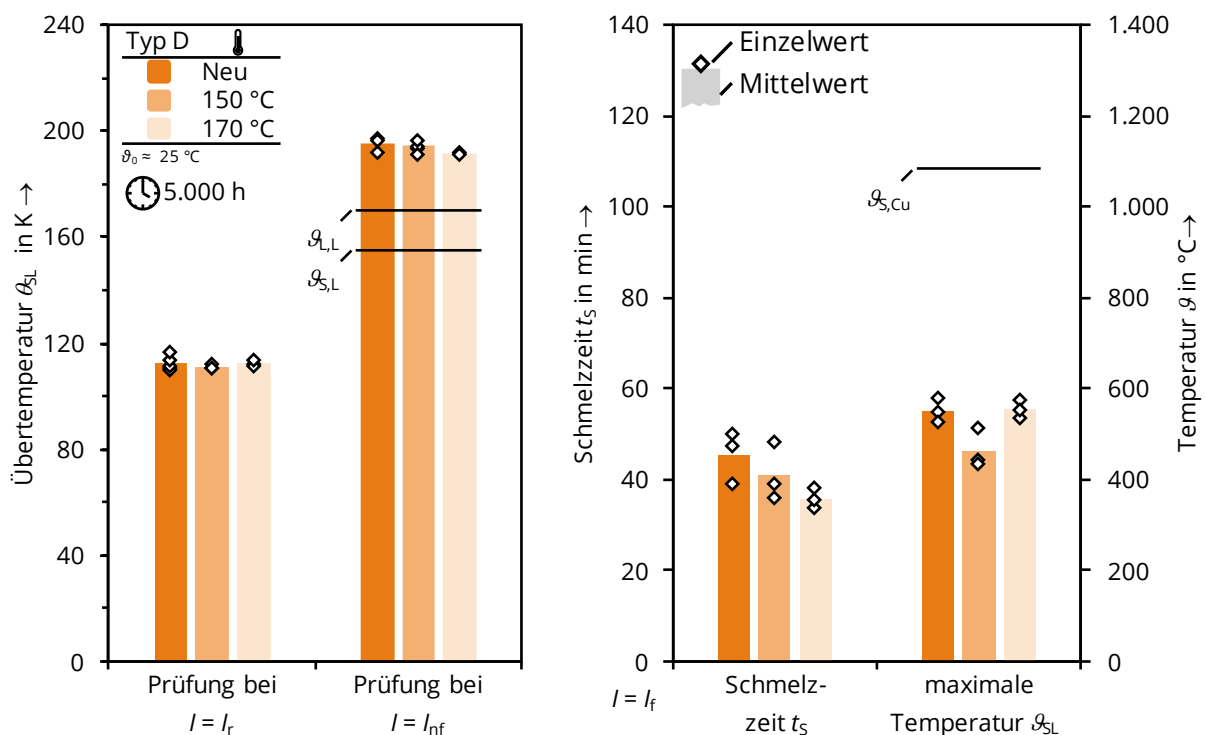


Bild 45: Sicherungseinsätze Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

5.5 Zusammenfassung der Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Schmelzleitern

In experimentellen Untersuchungen wurde das Langzeitverhalten von Schmelzleitern für NH-Sicherungseinsätze der Betriebsklasse gG im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme bei einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes untersucht. Es wurden handelsübliche Schmelzleiter aus Kupfer mit verschiedenen Loten in Langzeitversuchen im Wärmeschrank und bei Strombelastung thermisch beansprucht sowie das Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter untersucht. Es wurde bei allen Schmelzleitern ein ausgeprägtes Wachstum intermetallischer Phasen (IMP) an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot festgestellt (Kapitel 5.2.2). Für einige Schmelzleitertypen (Typ B, Typ C) korrelierte das Wachstum der IMP nicht im gesamten Temperaturbereich mit dem Widerstand der Engstelle mit Lotdepot. Das ist wahrscheinlich auf die unterschiedliche, temperaturabhängige Diffusion von Kupfer und Zinn zurückzuführen (Kapitel 5.2.2). Der Einfluss der IMP auf den elektrischen Widerstand des Schmelzleiters ist im Bereich der Engstelle mit Lotdepot, abgesehen von der Höhe der thermischen Beanspruchung und der Werkstoffkombination, stark abhängig von der Geometrie der Engstelle und der Position des Lotdepots. Bis zu einer dauerhaften thermischen Beanspruchung im Bereich von (10 ... 20) K unterhalb der Solidustemperatur des Lotes wird die Änderung des Widerstands der Engstelle mit Lotdepot (Bild 18, Seite 40) grundsätzlich für den Normalbetrieb als unkritisch bewertet (Kapitel 5.3.3). Das Erwärmungsverhalten der in diesem Temperaturbereich gealterten Schmelzleiter unterscheidet sich bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom nicht signifikant zum Ausgangszustand. Es konnte eine gute Korrelation zwischen dem Widerstand der Engstelle mit Lotdepot und dem Erwärmungsverhalten nachgewiesen werden.

Auf der Oberfläche des Lotdepots bildet sich im untersuchten Temperaturbereich in der Regel eine für das Lot schützende Oxidschicht, die im Betrieb eine fortschreitende Oxidation verhindert und keinen signifikanten Einfluss auf die Alterung des Schmelzleiters hat (Tabelle 19). Eine Positionierung des Lotes teilweise oder vollständig auf den Stegen einer Engstelle sollte im praktischen Einsatz jedoch vermieden werden. Die inhomogene Temperaturverteilung im Bereich der Stege (Kapitel 5.1.2) begünstigt durch höhere thermisch induzierte mechanische Spannungen ein Aufbrechen der ursprünglich schützenden Oxidschicht, was bis zur vollständigen Oxidation des Lotes im Normalbetrieb führen kann (Kapitel 5.2.3, Typ C). Aufgrund der geringen elektrischen Leitfähigkeit des Lotes ist der Einfluss auf den Widerstand der Engstelle mit Lotdepot nicht kritisch, sodass auch das Verhalten im Normalbetrieb nicht wesentlich beeinträchtigt wird. Fehlerströme

im Bereich kleiner Überströme können jedoch nicht mehr zuverlässig unterbrochen werden, sodass ein Schaltversagen auftritt.

Es ist Stand der Technik, dass eine Beanspruchung im Bereich der Solidustemperatur des Lotes aufgrund der beschleunigten Interdiffusion beim Phasenübergang eines Reaktionspartners zu einem frühzeitigen Schaltvorgang des Schmelzleiters führt [8, 9]. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen, dass bei langen Betriebszeiten die Interdiffusion auch bei einer Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes das Verhalten im Bereich kleiner Überströme signifikant beeinflussen kann. Abhängig von der Zeit und der Temperatur erhöht das Wachstum der IMP den Widerstand und die Verlustleistungsdichte im Bereich der Engstelle mit Lotdepot. Bei konstantem Fehlerstrom erhöht sich die Erwärmung des Schmelzleiters und damit die Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion. Die Schmelzzeit t_s wird im Vergleich zum Ausgangszustand teils deutlich verringert (Bild 46). Es wurden um bis 34 % verringerte Schmelzzeiten festgestellt. Der Einfluss des Widerstands auf die Schmelzzeit wird besonders an der Zeitspanne t_{s1} bis zum Überschreiten der Solidustemperatur des Lotes deutlich (Bild 47). Die Alterung des Schmelzleiters hat in diesem Fall eine Verschiebung der Zeit/Strom-Kennlinie zu geringeren Strömen und kürzeren Schmelzzeiten zur Folge. Die zuverlässige Überlastabschaltung ist weiterhin gewährleistet. Die Versuche zeigten, dass dieser Effekt besonders bei geringerer thermischer Beanspruchung und dünnen IMP an der Grenzfläche das Schaltverhalten bestimmt (Typ B: Bild 32, Typ C: Bild 34). Wird die thermische Beanspruchung im Normalbetrieb erhöht, wachsen dickere IMP und beeinflussen zunehmend das Konzentrationsprofil an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot. Ist das Lot im Fehlerfall bereits geschmolzen, wirken die IMP aufgrund ihrer höheren Schmelztemperatur zunächst als zusätzliche Barriere zwischen dem flüssigen Lot und dem Schmelzleiter. Die Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion verringert sich. Mit größerer Dicke der IMP wird eine längere Zeit t_{s2} zum Auflösen des Schmelzleiters benötigt (Bild 47). Dabei wird gleichzeitig der Einfluss einer erhöhten Erwärmung auf die Schmelzzeit t_{s2} mit zunehmender Dicke der IMP kompensiert (Bild 47; Typ B: Bild 32; Typ C: Bild 34). Die Barrierewirkung der IMP dominiert mit größerer Dicke zunehmend die Schmelzzeit t_s und der Einfluss der erhöhten Erwärmung wird vernachlässigbar klein (Bild 46). Es wurden um 50 % bis 250 % verlängerte Schmelzzeiten festgestellt. Darüber hinaus erhöhten sich die maximalen Temperaturen des Schmelzleiters während der Prüfung mit dem großen Prüfstrom teils stark (Typ A: Bild 30, Bild 31; Typ C: Bild 35). In einigen Fällen wurde der Prüfstrom erst nach Überschreiten der Schmelztemperatur des Schmelzleiterwerkstoffes unterbrochen, sodass eine zuverlässige Überlastabschaltung nicht mehr gewährleistet war.

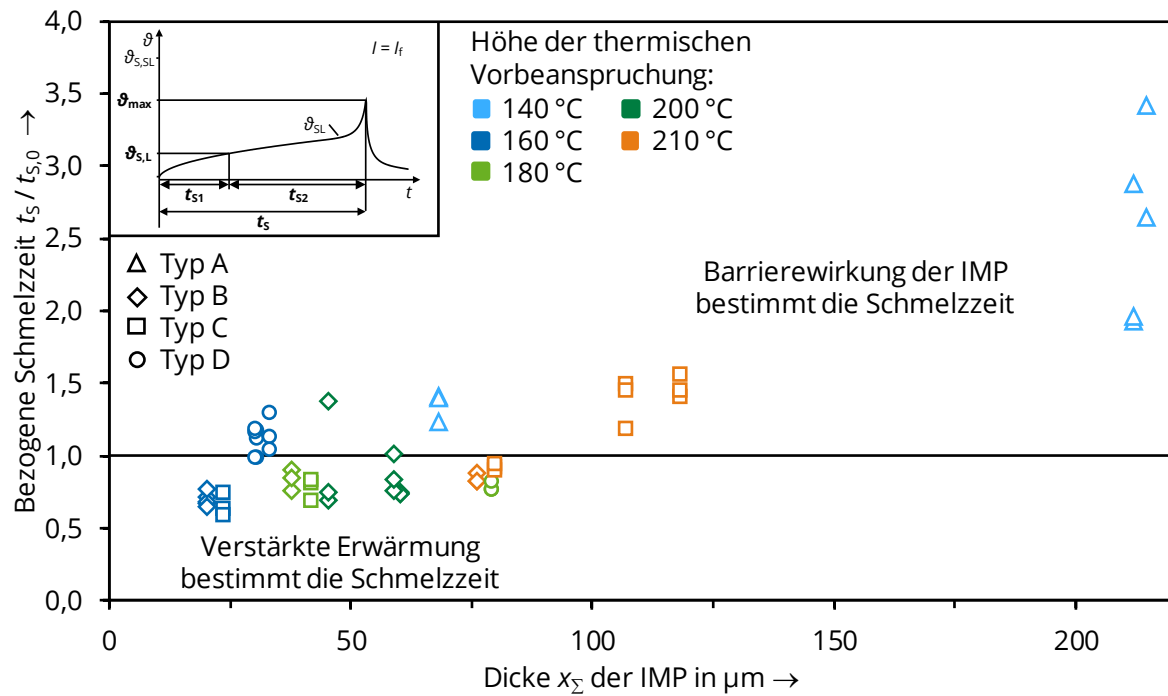


Bild 46: Schmelzzeit t_s der gealterten Schmelzleiter bezogen auf die Schmelzzeit $t_{s,0}$ im Ausgangszustand bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom und abhängig von der Dicke der IMP sowie der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

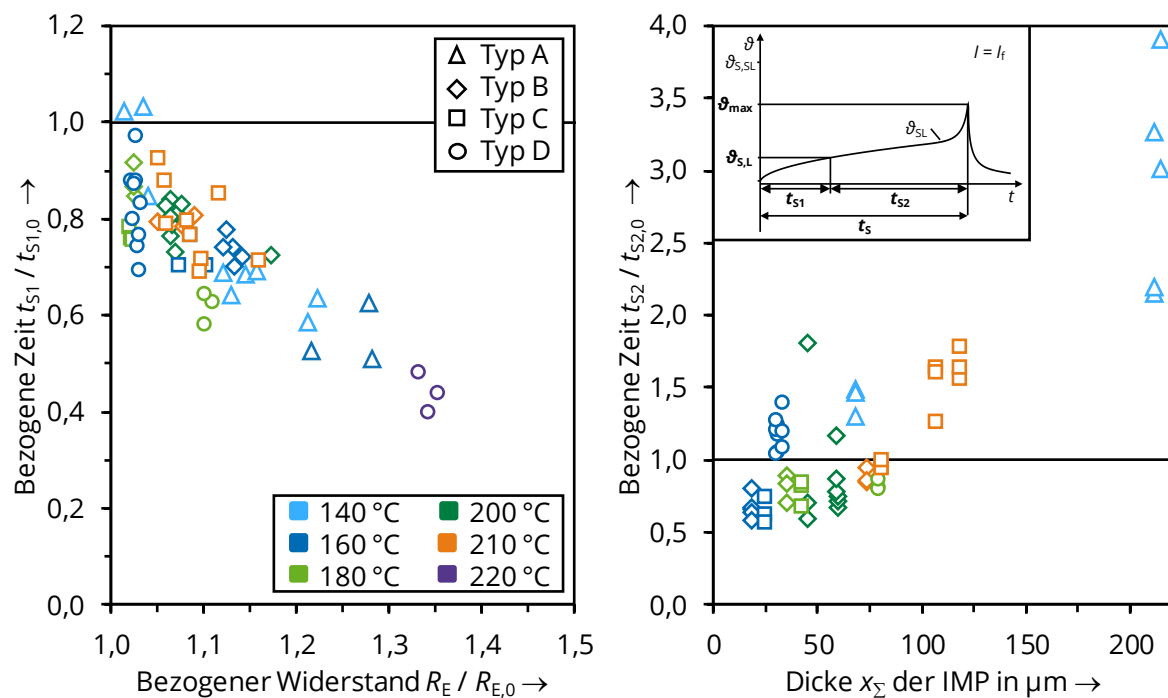


Bild 47: Einfluss des Widerstands R_E der Engstelle mit Lotdepot (links) auf die Zeit t_{s1} zum Erreichen der Solidustemperatur des Lotes (links) und Einfluss der Dicke x_{Σ} der IMP auf die Zeit t_{s2} bis zum Auflösen des Schmelzleiters (rechts) bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom und abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung

Die Untersuchungen zeigen, dass das grundsätzliche Langzeitverhalten der Schmelzleiter bei hoher thermischer Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes wesentlich von der Alterung durch Interdiffusion im Normalbetrieb bestimmt wird. Abhängig vom Wachstum der IMP im Normalbetrieb, das primär von der Werkstoffkombination Schmelzleiter/Lot und der thermischen Beanspruchung bestimmt wird, können die Schmelzzeiten im Bereich kleiner Überströme sowohl verkürzt als auch stark verlängert werden. Für den praktischen Einsatz werden verkürzte Schmelzzeiten als weniger kritisch angesehen, da diese die Zeit/Strom-Kennlinie zu geringeren Strömen verschieben und einen zwar frühzeitigen, aber weiterhin zuverlässigen Schaltvorgang zur Folge haben (Fail-Safe-Verhalten). Zudem könnten über ein Verschieben der Lage der Zeit/Strom-Kennlinie innerhalb der normativ zulässigen Grenzen potentiell kürzere Schmelzzeiten im Langzeitbereich bereits bei der Dimensionierung des Schmelzleiters berücksichtigt werden. Verlängerte Schmelzzeiten hingegen verzögern die Überlastabschaltung und erhöhen die thermische Beanspruchung des Sicherungseinsatzes während des Schaltvorgangs. Es können kritische Betriebszustände auftreten. Im praktischen Einsatz können benachbarte Bauteile beschädigt oder der Sicherungseinsatz thermisch überlastet werden. Weiterhin ist es denkbar, dass eine stark verzögerte Überlastabschaltung das eigentliche Schutzobjekt thermisch zu stark beansprucht und in Folge ein Fehler im Schutzobjekt zu einer Kurzschlussabschaltung des Sicherungseinsatzes führt, wodurch die eigentliche Fehlerursache verschleiert wird.

Die Untersuchungen zeigen, dass sich die für ein langzeitstabiles Verhalten zulässigen Temperaturen der untersuchten Schmelzleiter im Normalbetrieb bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung stark unterscheiden und maßgeblich von den Eigenschaften des Lotes, insbesondere von dessen Solidustemperatur, beeinflusst werden (Bild 48). Darüber hinaus hängt das Schaltverhalten von einer Vielzahl weiterer Parameter, wie z. B. den konstruktiven Eigenschaften des Schmelzleiters und Sicherungseinsatzes ab, die ebenfalls das Langzeitverhalten beeinflussen können, im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen jedoch nicht betrachtet wurden. Im untersuchten Grenzbereich zwischen dem Normalbetrieb und dem Bereich kleiner Überströme konnte das Langzeitverhalten der Schmelzleiter somit nicht für alle untersuchten Typen abschließend geklärt werden (Bild 48).

Eine eindeutige Grenztemperatur wurde für die Schmelzleiter Typ B und Typ D in den experimentellen Untersuchungen bestimmt. Diese werden primär von der temperaturabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit der Interdiffusion zwischen Schmelzleiter und Lot bestimmt und liegen mit 200 °C bzw. 170 °C im Bereich von (10 ... 20) K unterhalb der Solidustemperatur des jeweiligen Lotes (Bild 48). Aufgrund der geringen Zeitkonstanten der Erwärmung der Engstellen und des

Schmelzleiters [5] sollten diese Grenzwerte im Praxiseinsatz auch kurzzeitig nicht überschritten werden, um ein Schmelzen des Lotes und damit eine stark beschleunigte Alterung zu vermeiden.

Für Schmelzleiter Typ A konnte innerhalb des untersuchten Temperaturbereichs keine eindeutige Grenztemperatur ermittelt werden. Ursächlich dafür ist die bereits bei geringen Temperaturen vergleichsweise hohe Reaktionsgeschwindigkeit des Lotes. Eine Grenztemperatur für Typ A liegt daher unterhalb des untersuchten Temperaturbereichs (vgl. Bild 5, Seite 11 und Bild 48). Somit erscheint vor allem das eingesetzte Lot des Schmelzleiters Typ A für Anwendungen bei hoher thermischer Beanspruchung im Betrieb weniger gut geeignet. Auch für Schmelzleiter Typ C konnte keine eindeutige Grenztemperatur bestimmt werden. Die bereits im Ausgangszustand vereinzelt aufgetretenen kritischen Temperaturen während des Schaltvorgangs im Bereich kleiner Überströme deuten vor allem auf Probleme hinsichtlich der konstruktiven Gestaltung der Engstelle mit Lotdepot hin. Darüber hinaus zeigte das grundsätzliche Alterungsverhalten keine wesentlichen Unterschiede zu Schmelzleiter Typ B. Grundsätzlich kann daher für diese Werkstoffkombination aus Schmelzleiter und Lot eine zu Typ B vergleichbare Grenztemperatur erwartet werden.

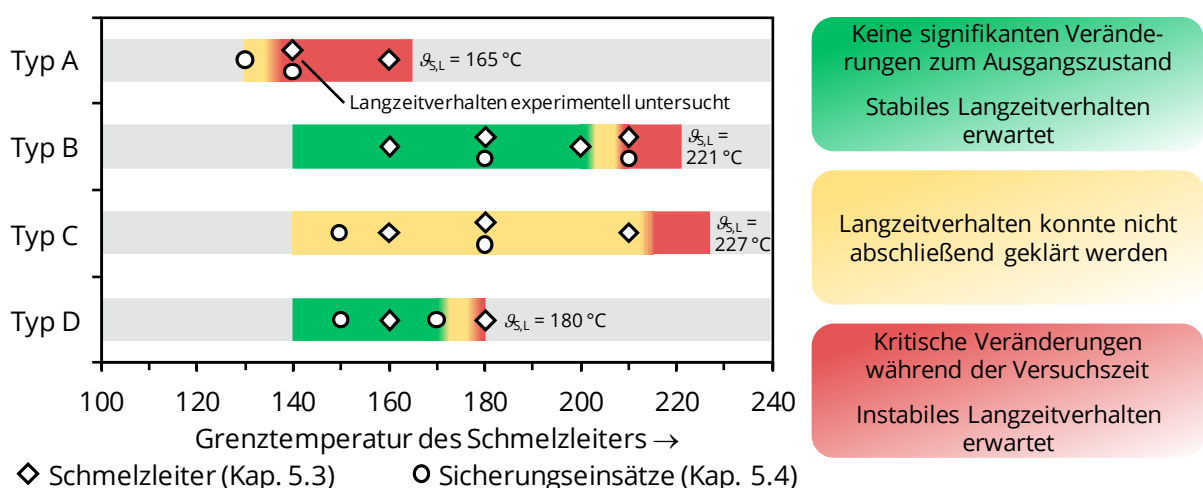


Bild 48: Übersicht der experimentellen Ergebnisse zum Langzeitverhalten und zur Grenztemperatur der untersuchten Schmelzleiter und Sicherungseinsätze bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung im Normalbetrieb

6 Berechnen des thermischen Verhaltens von NH-Sicherungseinsätzen bei stationärer Belastung

Die maximale Temperatur des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot ist das maßgebliche Kriterium, um eine beschleunigte Alterung im Betrieb zu vermeiden und um Aussagen über den aktuellen Zustand des Schmelzleiters im Betrieb treffen zu können (Kapitel 5, Bild 48). Die Temperatur am Schmelzleiter kann in der Praxis nicht zerstörungsfrei gemessen werden. Deshalb wird in Prüfungen teilweise die Temperatur des Sicherungsmessers als Bewertungskriterium empfohlen (Kapitel 3.1). Gründe dafür sind vor allem eine gute thermische Kopplung zwischen dem Sicherungsmesser und dem Schmelzleiter sowie die vergleichsweise einfache Zugänglichkeit des Sicherungsmessers in der Anwendung. Zudem können Temperaturen auf metallischen Oberflächen, z. B. mit Thermoelementen, mit geringem Aufwand zuverlässig gemessen werden [N4]. Die Differenz zwischen der maximalen Temperatur des Schmelzleiters und der Temperatur der Sicherungsmesser wird maßgeblich von den Randbedingungen im Betrieb beeinflusst und ist in der Regel unbekannt (Kapitel 3.1).

Im Rahmen dieser Arbeit wurden daher Berechnungsmodelle entwickelt, mit denen das Erwärmungsverhalten der untersuchten Sicherungseinsätze in der Anwendung, abhängig von unterschiedlichen Randbedingungen bei stationärer Belastung, berechnet werden kann. Dabei wurden die Einbausituationen frei in Luft bei Betrieb in einem offenen NH-Sicherungsunterteil (Prüfung nach DIN EN 60269-1:2015 [N1]) und die Einbausituation mit eingeschränkter Wärmeabgabe bei Betrieb in NH-Sicherungslastschaltleisten untersucht. Die Berechnungsmodelle wurden mit experimentellen Untersuchungen zum Erwärmungsverhalten der Sicherungseinsätze verifiziert. Ziel war es, die wesentlichen, praxisrelevanten Einflussparameter auf das Erwärmungsverhalten der Sicherungseinsätze und damit auf die Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser zu untersuchen, quantitativ zu bewerten und darauf aufbauend Möglichkeiten zum Bewerten der zulässigen thermischen Beanspruchung der Sicherungseinsätze in der Anwendung zu bestimmen.

6.1 Grundlagen der Erwärmungsberechnung mit Wärmenetzen

Die Wärmenetzmethode ist ein Berechnungsverfahren, mit dem die Vorgänge der Wärmeübertragung anhand eines elektrischen Netzwerkes beschrieben werden. Sie basiert auf Analogiebeziehungen zwischen dem elektrischen und dem thermischen Strömungsfeld (Tabelle 15).

Tabelle 15: Analogiebeziehungen zwischen elektrischem und thermischem Strömungsfeld [16, 77]

Elektrisches Strömungsfeld			Thermisches Strömungsfeld	
	Größe	Symbol / Einheit	Größe	Symbol / Einheit
Potential	Elektrisches Potential	φ / V	Temperatur	$\vartheta / ^\circ\text{C}$
Potentialdifferenz	Spannung	U / V	Temperaturdifferenz	$\Delta\vartheta / \text{K}$
Fluss	Strom	I / A	Wärmeleistung	P / W
Leitfähigkeit	Elektrische Leitfähigkeit	$\kappa / \text{S m}^{-1}$	Thermische Leitfähigkeit	$\lambda / \text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Widerstand	Elektrischer Widerstand	R / Ω	Thermischer Widerstand	$R_{\text{th}} / \text{K W}^{-1}$
Kapazität	Elektrische Kapazität	$C / \text{A s V}^{-1}$	Thermische Kapazität	$C_{\text{th}} / \text{W s K}^{-1}$

Um die Erwärmung und Temperaturverteilung eines elektrischen Betriebsmittels zu berechnen, wird der gesamte Leistungsfluss von den Wärmequellen zu Punkten bekannter Temperatur, meist der Umgebungstemperatur, in einem thermischen Ersatzschaltbild abgebildet. Das Betriebsmittel wird dazu in n Abschnitte unterteilt. Die einzelnen Abschnitte bilden die Knoten des thermischen Netzwerks. Die Wärmeübertragung zwischen den Knoten wird durch thermische Widerstände beschrieben. Da die Vorgänge der Wärmeübertragung abhängig von der Temperatur sind (Kapitel 3.2.1), entsteht ein nichtlineares Netzwerk.

Wärmequellen des thermischen Netzwerks können Leistungs- und Temperaturquellen sein. Leistungsquellen speisen die elektrische Verlustleistung eines Abschnittes in das thermische Netzwerk ein. Temperaturquellen definieren die Temperatur an einem Knoten des Netzwerks als Differenz zur Temperatur von $\vartheta = 0 ^\circ\text{C}$. Der thermische Widerstand wird in Analogie zum elektrischen Feld allgemein nach Gleichung (27) berechnet (Tabelle 15).

$$R_{\text{th}} = \frac{\Delta\vartheta}{P} \quad (27)$$

Für eindimensionale Wärmeleitung kann der thermische Widerstand abhängig von der Geometrie mit Gleichung (4) berechnet werden. In den Wärmenetzen der untersuchten Sicherungen wird die Wärmeleitung vor allem auf Basis der Grundanordnungen der Wärmeleitung einer ebenen Wand (Gleichung (28)) sowie der Wärmeleitung in einem coaxialen Zylinder (Gleichung (29)) abgebildet.

$$R_{\text{L,W}} = \frac{d}{\lambda A} \quad (28)$$

d ... Dicke der Wand
 A ... Fläche der Wand

$$R_{L,Zyl} = \frac{1}{2\pi\lambda l} \ln \frac{r_a}{r_i} \quad (29)$$

l ... Länge des Zylinders
 r_a ... Außenradius
 r_i ... Innenradius

Durch Umformen der Gleichungen (6) und (20) ergeben sich die thermischen Widerstände des konvektiven Wärmeübergangs R_K und des Wärmeübergangs durch Strahlung R_S :

$$R_K = \frac{1}{\alpha_K O_K} \quad \text{mit} \quad \alpha_K = \frac{\lambda}{l_w} c_1 (k_s \Delta \vartheta_w^3)^{n_1} \quad (30)$$

$$R_S = \frac{1}{\alpha_S O_{S1}} \quad \text{mit} \quad \alpha_S = \frac{\varepsilon_{12} C_s 10^8 (T_1^4 - T_2^4)}{\vartheta_1 - \vartheta_2} \quad (31)$$

Der thermische Widerstand zur Übertragung von Wärmeleistung durch einen Volumenstrom kann auf Basis von Gleichung (16) berechnet werden:

$$R_Q = \frac{1}{c_p \rho Q} \quad (32)$$

6.2 Aufbau von Berechnungsmodellen für NH-Sicherungseinsätze in verschiedenen Einbausituationen

6.2.1 Wärmenetzmodelle der NH-Sicherungseinsätze

Um die Temperaturverteilung innerhalb des Sicherungseinsatzes zu berechnen, wurde für jeden der vier untersuchten Sicherungseinsätze ein Wärmenetzmodell erstellt. Diese Wärmenetzmodelle sind eigenständige Netzwerkmodelle und in einer separaten Wärmenetzbibliothek gespeichert (Bild 50). Dadurch ist es möglich, die Sicherungseinsätze als einzelne Baugruppe in weiteren, komplexeren Netzwerkmodellen, z. B. einer NH-Sicherungslastschaltleiste (Kapitel 6.2.3), einzusetzen. Um die Wärmenetzmodelle effizienter zu nutzen, sind diese parametrierbar. So können die Geometrie und die Werkstoffparameter des Sicherungseinsatzes und der Schmelzleiter, sowie die Materialwiderstände des Schmelzleiters für jedes Modell über eine Parameterliste verändert werden. Dadurch wird ein Anpassen der Modelle auf z. B. weitere Baugrößen vereinfacht. Der strukturelle Aufbau der Wärmenetzmodelle stimmt bei allen untersuchten Sicherungseinsätzen grundsätzlich überein und wird am Beispiel des Sicherungseinsatzes Typ D erläutert.

Die Gliederung des Schmelzleiters und des gesamten Sicherungseinsatzes in n Abschnitte wird in axialer Richtung von der Anzahl und Verteilung der Engstellen entlang des Schmelzleiters bestimmt (Bild 49, Anhang A10). Um die Verlustleistung in jedem Segment des Schmelzleiters bestimmen zu können, wurde der Materialwiderstand mit der Finite-Elemente-Methode und einem elektrischen

Modell des Schmelzleiters berechnet (Kapitel 5.1.1). Die in den Schmelzleitern erzeugte Verlustleistung wird axial entlang der Strombahn durch Wärmeleitung abgeführt (Bild 49). Gleichzeitig wird in radialer Richtung Wärmeleistung an den Quarzsand abgegeben (Bild 49, Anhang A10: Bild 89, Bild 90). Die Wärmeleistung wird durch Wärmeleitung im Quarzsand und im Keramikgehäuse bis zur Oberfläche des Sicherungseinsatzes transportiert. Die radiale Wärmeleitung wurde in Richtung aller vier Seiten des Sicherungseinsatzes separat betrachtet (Anhang A10: Bild 89, Bild 90). Die Wärmeleitung zwischen diesen Segmenten wurde vernachlässigt. Schnittstellen an den Knoten der Oberfläche des Keramikgehäuses stellen die Verbindung zum übergeordneten Wärmenetzmodell dar. In diesem wird der weitere Transport der Wärmeleistung von der Oberfläche des Sicherungseinsatzes, abhängig vom abgebildeten Anwendungsfall, definiert. Wärmeleistung wird ebenfalls in axialer Richtung im Quarzsand durch Wärmeleitung zu den Abdeckplatten des Sicherungseinsatzes transportiert. An den Knoten der Oberfläche der Abdeckplatten befinden sich Schnittstellen zur Anbindung an das übergeordnete Wärmenetzmodell. Auch an den Widerständen der Wärmeleitung durch die Sicherungsmesser sind entsprechende Schnittstellen vorhanden (Anhang A10: Bild 91).

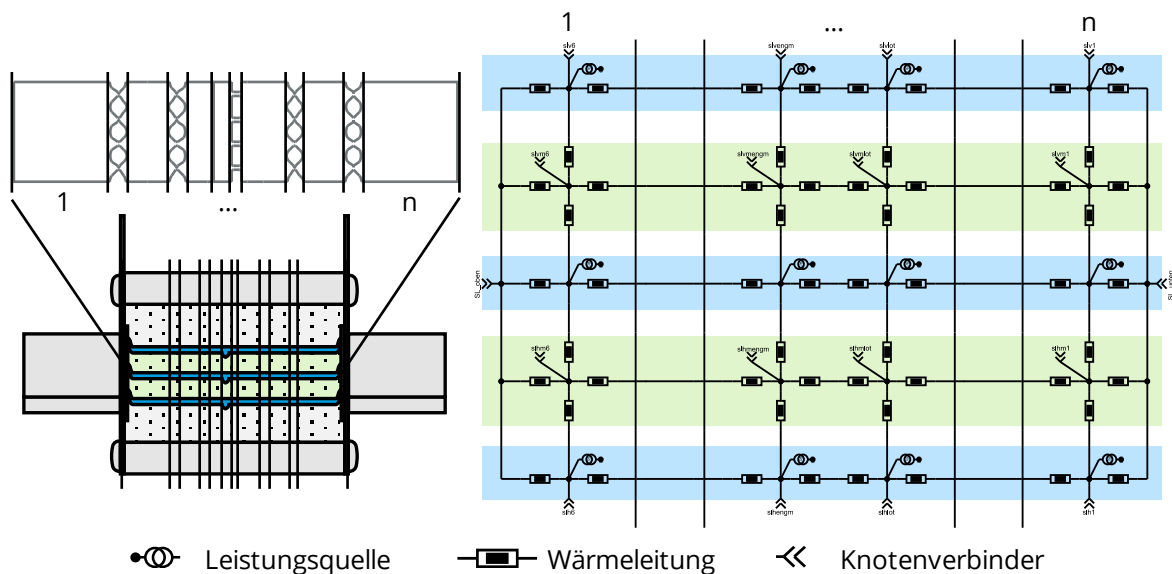


Bild 49: Gliederung des Sicherungseinsatzes in n-Abschnitte entsprechend der Verteilung der Engstellen entlang des Schmelzleiters (links), Ausschnitt des resultierenden Wärmenetzes der Wärmeübertragung im Bereich der Schmelzleiter (rechts)

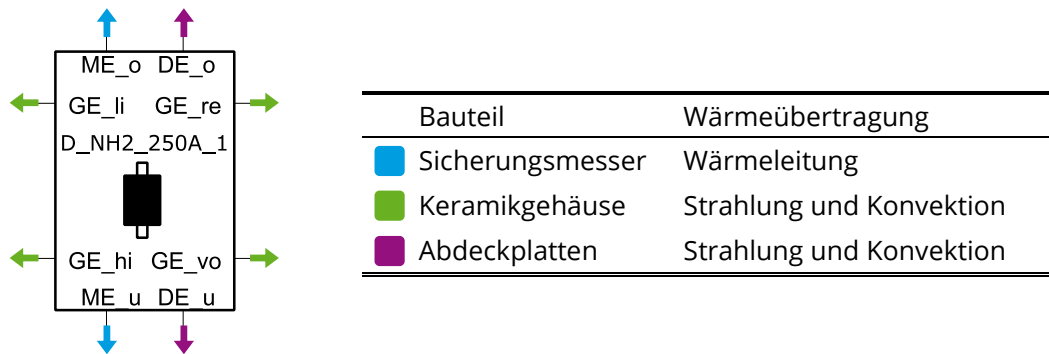


Bild 50: Eigenständiges Netzwerkelement eines Sicherungseinsatzes mit Erläuterung der einzelnen Schnittstellen am Beispiel des Sicherungseinsatzes Typ D

6.2.2 Berechnungsmodell für die Einbausituation frei in Luft

Aufbau des Wärmenetzmodells

Für die Einbausituation des NH-Sicherungseinsatzes frei in Luft wurde ein Wärmenetzmodell des Versuchsstandes zum Prüfen von Sicherungseinsätzen nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] aufgebaut. Dieses besteht aus einem Sicherungsunterteil mit beidseitig PVC-isolierten, schwarzen Anschlussleitern (Versuchsstand siehe Bild 39). Um die Verlustleistung zu berechnen (Gleichung (2)), wurden die Materialwiderstände der Strombahn des Sicherungsunterteils abschnittsweise sowie die Verbindungswiderstände zwischen den einzelnen Komponenten mit einem Mikroohmmeter³² gemessen. Das Wärmenetz des Sicherungsunterteils wurde auf Basis der gemessenen Widerstände in einzelne Abschnitte unterteilt (Bild 51). Die Zuleitung wurde mit je zehn identischen Abschnitten nachgebildet. Die Elemente wurden mit den Angaben aus dem Datenblatt der Leitung (Widerstandsbelag, Abmessungen) parametrisiert.

Ein Großteil der im Sicherungseinsatz entstehenden Verlustleistung wird über Widerstände der Wärmeleitung in das Sicherungsunterteil, die Anschlüsse und die Zuleitung abgeführt. Dabei ist der thermische Widerstand der Verbindung zwischen Sicherungsmesser und fremdgefedertem Kontaktstück des Unterteils zu berücksichtigen. Für die durchgeführten Berechnungen wurde ein konstanter Widerstand von $R_{th} = 0,5 \text{ KW}^{-1}$ angenommen. Gleichzeitig wird Wärmeleistung in jedem Abschnitt über Widerstände der Strahlung und Konvektion an die Umgebung abgegeben. Zusätzlich wird von der Strombahn Wärmeleistung in den Grundkörper des Sicherungsunterteils geleitet. Diese wird von der Oberfläche des Grundkörpers über Strahlung und Konvektion an die Umgebung abgegeben (Bild 51).

³² Firma *Werner Industrielle Elektronik*, Typ *LoRe mobile*

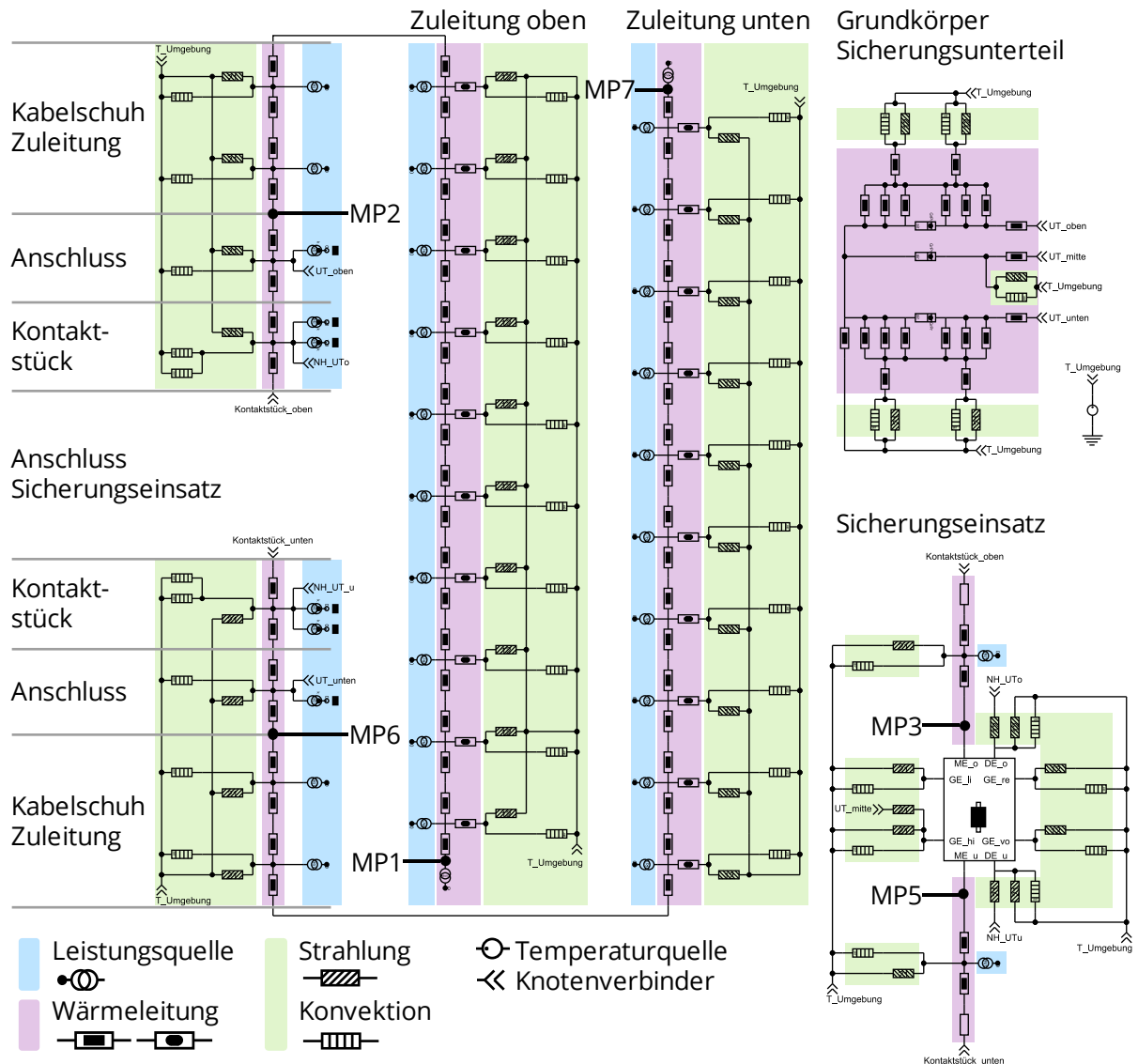


Bild 51: Wärmenetz für die Einbausituation frei in Luft, Versuchsstand nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] (Bild des Versuchsstands: Bild 39)

Experimentelle Untersuchungen zum Verifizieren des Wärmenetzmodells

Das Wärmenetzmodell wurde für alle Sicherungseinsätze mit Ergebnissen aus mehreren Erwärmungsprüfungen bei Belastung mit Bemessungsstrom verifiziert. Es wurden die Ergebnisse der in Kapitel 5.4 durchgeführten Erwärmungsprüfungen mit Sicherungseinsätzen im Ausgangszustand verwendet. Die dargestellten Werte der Temperatur sind die Mittelwerte aus den durchgeführten Versuchen der einzelnen Sicherungstypen. Mit dem Berechnungsmodell wurde die Temperaturverteilung entlang des Strompfades bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom berechnet (Bild 52, Tabelle 16). Die Differenz zwischen der berechneten und gemessenen maximalen Temperatur des Schmelzleiters ist bei allen Typen im Bereich $\Delta\vartheta < 3 \text{ K}$ (Tabelle 16). Die größten Abweichungen zwischen berechneter und gemessener Temperatur treten im Bereich der Sicherungsmesser auf. Hier beträgt die maximale Differenz $\Delta\vartheta = -5 \text{ K}$ am

oberen Sicherungsmesser bei Typ B (Tabelle 16). Die Temperatur der Sicherungsmesser wird in der Praxis auch von der Güte der Verbindung zwischen Sicherungsmesser und fremdgefedertem Kontaktstück des Sicherungsunterteils beeinflusst. Der elektrische und der thermische Widerstand dieser Verbindung streuen in der Praxis, abhängig von Randbedingungen wie z. B. der Montage, der Vorbehandlung und den Beanspruchungen im Betrieb. Dies wird im Wärmenetzmodell nicht berücksichtigt und führt zu Abweichungen der berechneten Temperaturen. Zusammenfassend stimmen die berechneten Temperaturen gut mit den gemessenen Temperaturen überein, sodass mit dem erstellten Wärmenetzmodell die Temperaturverteilung der untersuchten Sicherungseinsätze mit guter Genauigkeit nachgebildet werden kann.

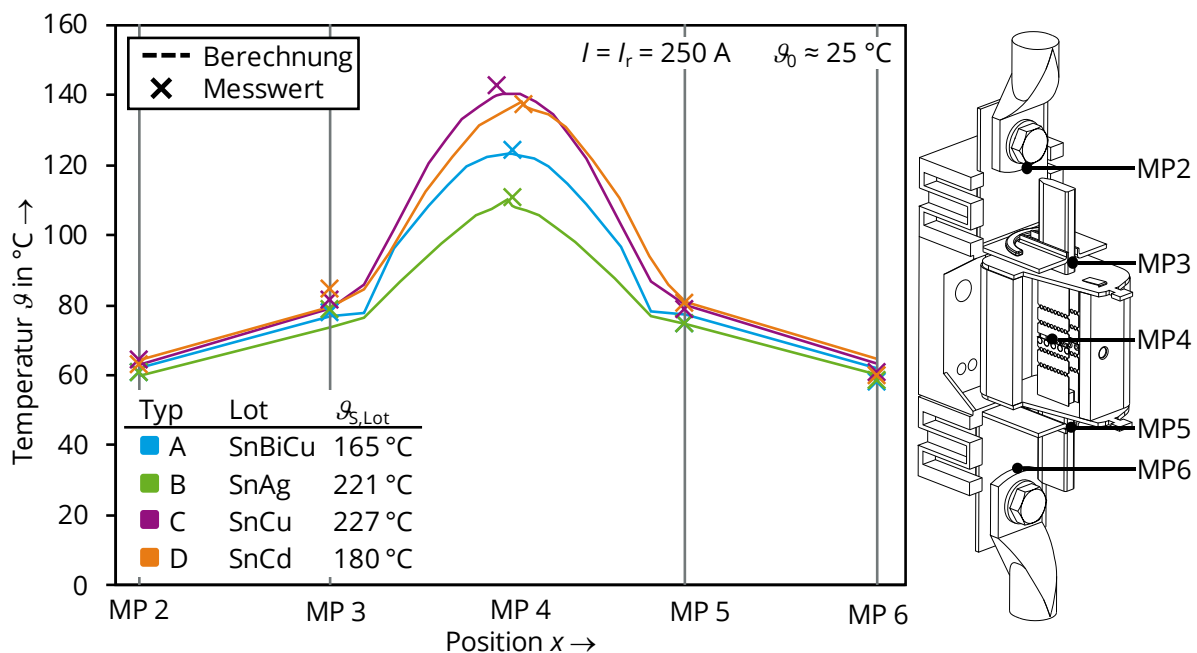


Bild 52: Vergleich der berechneten und der gemessenen (Kapitel 5.4.2) Temperaturverteilung der Sicherungseinsätze in der Einbausituation frei in Luft nach DIN EN 60269-1:2015 bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom

Das Temperaturprofil der einzelnen Sicherungseinsätze wird besonders von der Geometrie des Schmelzleiters bestimmt. Insbesondere die Geometrie und die Position der einzelnen Engstellen sind entscheidend für die Verteilung der Verlustleistung und somit für das Temperaturprofil. Die maximale Temperatur des Schmelzleiters ist ebenfalls abhängig von der radialen Übertragung von Wärmeleistung vom Schmelzleiter an die Umgebung des Sicherungseinsatzes. Diese wird im Inneren des Sicherungseinsatzes von den thermischen Widerständen der Wärmeleitung durch den Quarzsand dominiert.

Während die Temperaturen des oberen und unteren Sicherungsmessers bei allen Sicherungseinsätzen ähnlich sind, unterscheiden sich das Temperaturprofil entlang des Schmelzleiters und die maximale Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot (MP 4)

zwischen den einzelnen Typen sehr deutlich. Dabei haben Sicherungseinsätze, die ein Lot mit vergleichsweise geringer Solidustemperatur verwenden, nicht auch zwangsläufig eine geringere maximale Temperatur des Schmelzleiters im Betrieb (Bild 52). Die verbleibende Temperaturdifferenz zwischen der maximalen Temperatur des Schmelzleiters bei Belastung mit Bemessungsstrom und der Solidustemperatur des jeweiligen Lotes variiert für die untersuchten Sicherungseinsätze im Bereich von ≈ 40 K für Typ A bis hin zu ≈ 110 K für Typ B. Dies bestätigt die bereits in den Untersuchungen zum Langzeitverhalten der Schmelzleiter erarbeiteten Erkenntnisse, dass die Sicherungseinsätze für eine höhere thermische Beanspruchung im Betrieb unterschiedlich geeignet und robust sind (siehe auch Bild 48, Seite 81).

Tabelle 16: Vergleich der gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen der Sicherungseinsätze in der Einbausituation frei in Luft nach DIN EN 60269-1:2015 bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom

Messpunkt / ϑ in °C	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ
1 Zuleitung	38,2	37,6	-0,5	39,6	37,9	-1,7	39,0	37,9	-1,1	39,0	37,8	-1,1
2 Anschluss (o)	60,8	61,5	0,7	60,9	59,9	-1,0	64,4	62,7	-1,7	63,0	64,0	0,9
3 Messer (o)	77,9	76,5	-1,4	78,7	73,7	-5,0	81,4	78,9	-2,5	84,6	79,6	-4,9
4 Schmelzleiter	124,4	122,5	-1,9	111,0	108,2	-2,8	142,8	139,9	-2,9	137,4	135,8	-1,6
5 Messer (u)	74,6	77,2	2,6	74,7	74,5	-0,2	78,9	80,1	1,2	80,6	80,8	0,2
6 Anschluss (u)	58,2	61,8	3,7	58,5	60,3	1,8	60,8	63,3	2,5	60,2	64,6	4,4
$\Delta\vartheta$ in K (Gl. (36))	48,2	45,6	-2,5	34,3	34,1	-0,2	62,6	60,4	-2,2	54,8	55,6	0,8

6.2.3 Berechnungsmodell für die Einbausituation in einer NH-Sicherungs-Lastschaltleiste

Aufbau des Wärmenetzmodells

Es wurde ein Wärmenetzmodell für den Betrieb der Sicherungseinsätze in einer NH-Sicherungslastschaltleiste³³ aufgebaut (Bild 53, Bild 54, Aufbau Lastschaltleiste Anhang A11). Das Wärmenetz wurde entsprechend der Schalterpole L1 bis L3 in drei Teilwärmenetze gegliedert. Die Teilwärmenetze unterscheiden sich nur hinsichtlich der Länge der Stromschiene zwischen dem unteren Kontaktstück und dem Anschluss der Zuleitung. Der prinzipielle Aufbau wird am Beispiel von Schalterpol L2 erläutert (Bild 53).

Um die Verlustleistung zu berechnen (Gleichung (2)), wurden die Widerstände der Strombahn sowie die Verbindungswiderstände zwischen den einzelnen stromführenden Komponenten mit einem Mikroohmmeter gemessen³⁴. Das Wärmenetz der Strombahn wurde auf Basis der

³³ Hersteller: *Jean-Müller*, Baugröße NH2, $I_r = 400$ A

³⁴ Firma *Werner Industrielle Elektronik*, Typ *LoRe mobile*

gemessenen Widerstände in einzelne Abschnitte unterteilt (Bild 53). Die im Sicherungseinsatz und in der Strombahn der Lastschaltleiste entstehende Verlustleistung wird über Widerstände der Wärmeleitung entlang der Strombahn zu den Anschlüssen der Sammelschiene und der Zuleitung geleitet. Von der Oberfläche des Sicherungseinsatzes und der Strombahn wird Wärmeleistung über Widerstände der Strahlung direkt an umgebende Gehäusebauteile abgegeben. Gleichzeitig wird über Widerstände der Konvektion Wärmeleistung abgeführt und das umgebende Gasvolumen erwärmt. Basierend auf der konstruktiven Aufteilung der Lastschaltschaltleiste wird je Schalterpol in den Gasraum des Sicherungseinsatzes und Gasraum des Stromschienenkanals zum Anschluss der Zuleitung unterschieden (Bild 53). Durch Lüftungsöffnungen in den Gehäusebauteilen wird Wärmeleistung zwischen den Gasräumen über einen Volumenstrom transportiert. Die im Bereich von Schalterpol L3 und des Anschlussraumes der Zuleitungen einströmende Umgebungsluft erwärmt sich im Inneren der Lastschaltleiste und durchströmt alle Gasräume der drei Schalterpole (Bild 53). Zwischen den drei Schalterpolen wird Wärmeleistung über Wärmeleitung durch die Gehäusebauteile transportiert. Die Abgabe der Wärmeleistung von der Oberfläche der Gehäusebauteile an die Umgebung der Lastschaltleiste findet über Widerstände der Strahlung und Konvektion statt. Dabei wird nur die Wärmeabgabe über die Vorder- und Rückseite der Lastschaltleiste berücksichtigt. Über die Seitenflächen der Lastschaltleiste wird, aufgrund der verwendeten Steinwolle, keine Wärmeleistung an die Umgebung abgegeben (Bild 53, Gehäuse links und rechts). Diese Randbedingung ist vergleichbar mit dem in der Praxis auftretenden Anwendungsfall, dass mehrere Lastschaltleisten mit vergleichbarer Belastung nebeneinander montiert sind.

Das Wärmenetzmodell bildet das Erwärmungsverhalten der Lastschaltleiste bei Betrieb frei in Luft ab. Die thermischen Wechselwirkungen zwischen den Sammelschienen und den Zuleitungen der drei Schalterpole werden nicht berücksichtigt. Über die Vorgabe unterschiedlicher Umgebungstemperaturen für die Lastschaltleiste (Bild 53 „Umgebung_NKVS“) und die Zuleitungen (Bild 53 „Umgebung“) kann der Betrieb in einer Schaltgerätekombination, z. B. einem Kabelverteilerschrank, abgebildet werden.

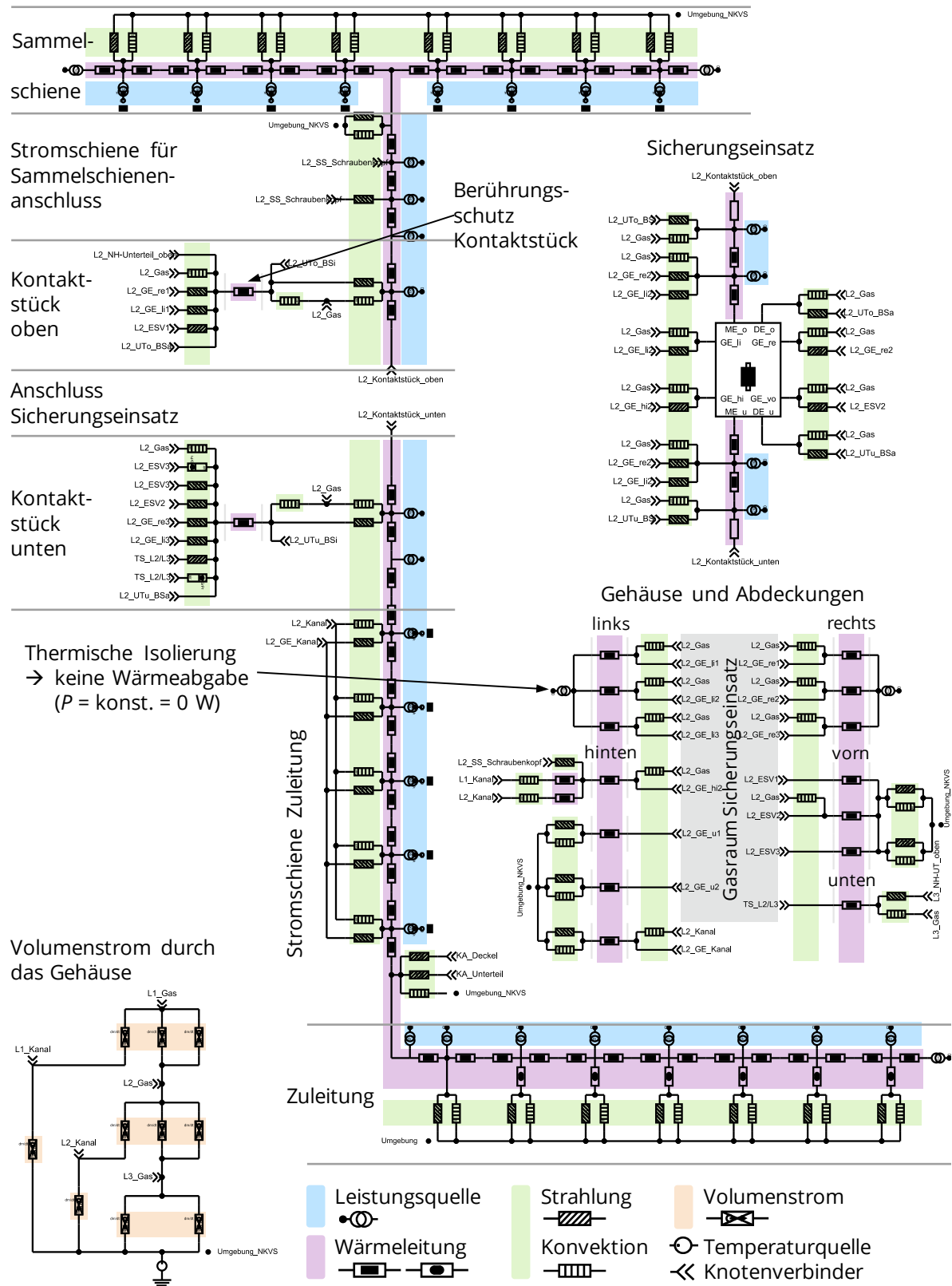


Bild 53: Ausschnitt des Wärmenetzes für die Einbausituation der Sicherungseinsätze in einer NH-Sicherungslastschaltleiste (Darstellung am Beispiel des Schalterpols L2)

Experimentelle Untersuchungen zum Verifizieren des Wärmenetzmodells

Um das aufgebaute Wärmenetzmodell zu verifizieren, wurde das Erwärmungsverhalten der NH-Sicherungslastschaltleiste³⁵ in einem Kabelverteilerschrank³⁶ bei hoher thermischer Belastung experimentell untersucht. Es wurden zwei NH-Sicherungslastschaltleisten direkt nebeneinander auf dem Sammelschienensystem³⁷ des Kabelverteilerschranks montiert und deren äußere Seitenflächen mit Steinwolle³⁸ thermisch isoliert. So wurden eine höhere Packungsdichte im Kabelverteilerschrank und eine erhöhte thermische Beanspruchung der Sicherungseinsätze nachgebildet. Zusätzlich wurde der Kabelverteilerschrank auf der Unterseite mit Polystyrol gegen einen direkten Wärmeaustausch mit der Umgebung abgeschlossen. Die Schalterpole der NH-Sicherungslastschaltleisten wurden über das Sammelschienensystem des Kabelverteilerschranks und die Zuleitungen³⁹ in Reihe geschaltet sowie der Belastungsstrom induktiv mit einem Hochstromtransformator eingespeist. Das Sammelschienensystem wurde nicht separat bestromt. Die Versuche wurden mit allen vier untersuchten Typen von Sicherungseinsätzen durchgeführt (siehe Tabelle 5, Seite 26). Bei jedem Sicherungseinsatz wurde die Temperatur des oberen Sicherungsmessers gemessen. Beim oberen Sicherungseinsatz (Schalterpol L1) der linken NH-Sicherungslastschaltleiste wurde zusätzlich mit Thermoelementen die Temperatur des unteren Sicherungsmessers sowie des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot⁴⁰ gemessen. Zudem wurden die Temperaturen der Sammelschienen, der Anschlüsse der Zuleitungen, ausgewählter Gehäusebauteile, der Innenluft des Kabelverteilerschranks sowie die Temperatur der Gasräume der Sicherungseinsätze in der linken NH-Sicherungslastschaltleiste bestimmt. Um die Temperaturen der Strombahn zu messen, wurden die Thermoelemente eingekörnt. Bei Gehäusebauteilen wurde das Gehäuse punktuell mit einem Lötkolben erwärmt und das Thermoelement mit der Oberfläche verschmolzen. Thermoelemente zum Messen von Lufttemperaturen wurden zusätzlich vor Wärmestrahlung und Luftbewegung geschützt.

Die Sicherungseinsätze wurden in mehreren Stufen mit Strömen bis zu ihrem Bemessungsstrom belastet. Der Strom wurde mit einer Regelung auf jeder Stufe konstant gehalten bis sich ein stationärer thermischer Zustand einstellte ($\Delta\vartheta \leq 1 \text{ K h}^{-1}$). Die Stromregelung und -messung waren identisch zu der in Kapitel 5.3.1 erläuterten Messmethode. Die Temperaturen wurden mit einem

³⁵ Hersteller: *Jean-Müller*, Baugröße NH2, $I_r = 400 \text{ A}$

³⁶ Hersteller: *Jean-Müller*, Typ: NKVSG2/1100/SV

³⁷ Querschnitt der Sammelschiene $A = (30 \times 10) \text{ mm}^2$

³⁸ Dicke $d = 60 \text{ mm}$, Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 0,040 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$

³⁹ Einzeladergummileitung $A = 185 \text{ mm}^2$

⁴⁰ Präparation des Sicherungseinsatzes analog zu Kapitel 5.1.2

Temperatur-Datenlogger⁴¹ gemessen und zeitsynchron mit dem Messwert des Stromes gespeichert.

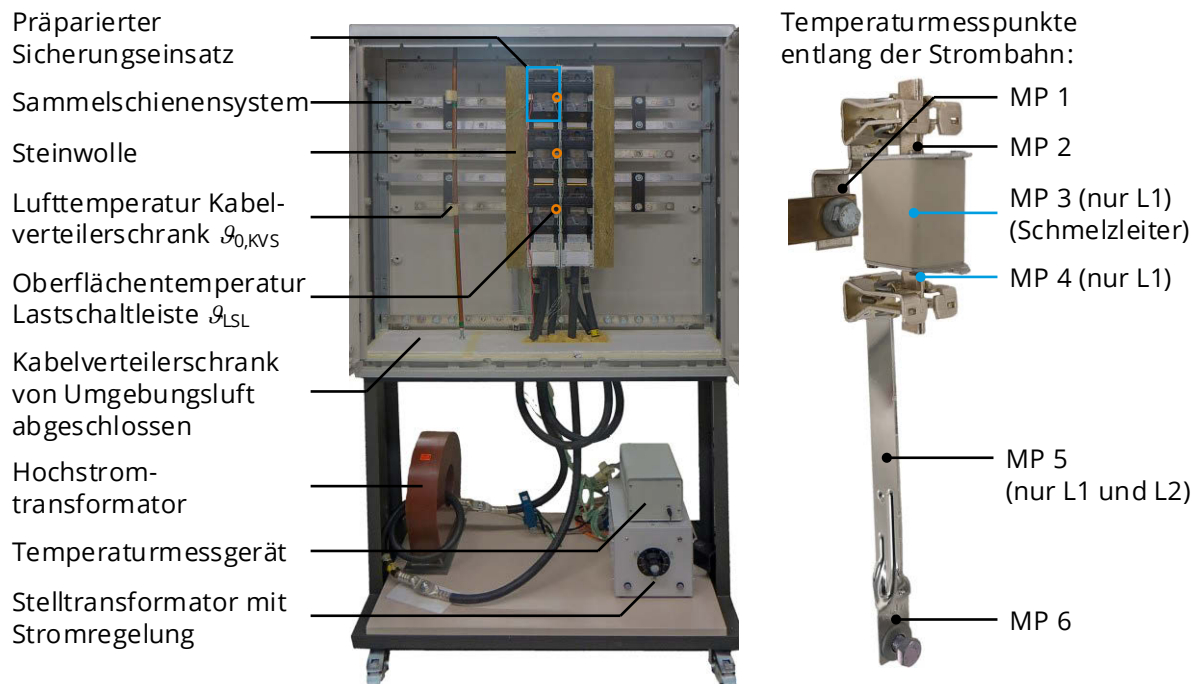


Bild 54: Versuchsstand zum Untersuchen des Erwärmungsverhaltens der Sicherungseinsätze bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank

Um die Solidustemperatur des Lotes nicht zu überschreiten und den präparierten Sicherungseinsatz vorzeitig zu altern, konnte der Sicherungseinsatz Typ D bei Betrieb in der Lastschaltleiste nur bis zu einem maximalen Strom von $I = 230 \text{ A}$ belastet werden. Zur Auswertung wurden die im stationären Zustand gemessenen Temperaturen bei Belastung mit Bemessungsstrom mit den berechneten Temperaturen des Wärmenetzmodells verglichen (Bild 55, Tabelle 17). Die gemessenen und berechneten Temperaturen der NH-Sicherungslastschaltleiste stimmen bei allen vier Sicherungseinsätzen gut überein (Bild 55, Tabelle 17). Die maximale Temperatur des Schmelzleiters wird mit hoher Genauigkeit berechnet ($\Delta\vartheta \leq 1,1 \text{ K}$, Tabelle 17). Die größten Abweichungen zwischen berechneter und gemessener Temperatur treten im Bereich der Sicherungsmesser und der Oberfläche des Gehäuses der Lastschaltleiste auf. Die Abweichungen im Bereich der Sicherungsmesser können insbesondere darauf zurückgeführt werden, dass eine konstante, mittlere Gastemperatur im gesamten Sicherungsraum angenommen wurde. In der Realität durchströmt die Luft den Sicherungsraum von unten nach oben. Dabei erwärmt sie sich, sodass über der Höhe des Sicherungsraumes eine Temperaturdifferenz auftritt. Da das Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes mit der mittleren Temperatur des oberen und unteren Sicherungsmessers bewertet wird (Kapitel 6.3), ist

⁴¹ Firma Ahlborn, Typ Almemo 5990-0

diese Ungenauigkeit des Modells nicht relevant. Das aufgebaute Wärmenetzmodell ermöglicht es, die Temperaturverteilung der untersuchten Sicherungseinsätze auch in einer Einbausituation mit eingeschränkter Wärmeabgabe und hoher thermischer Beanspruchung zuverlässig nachzubilden.

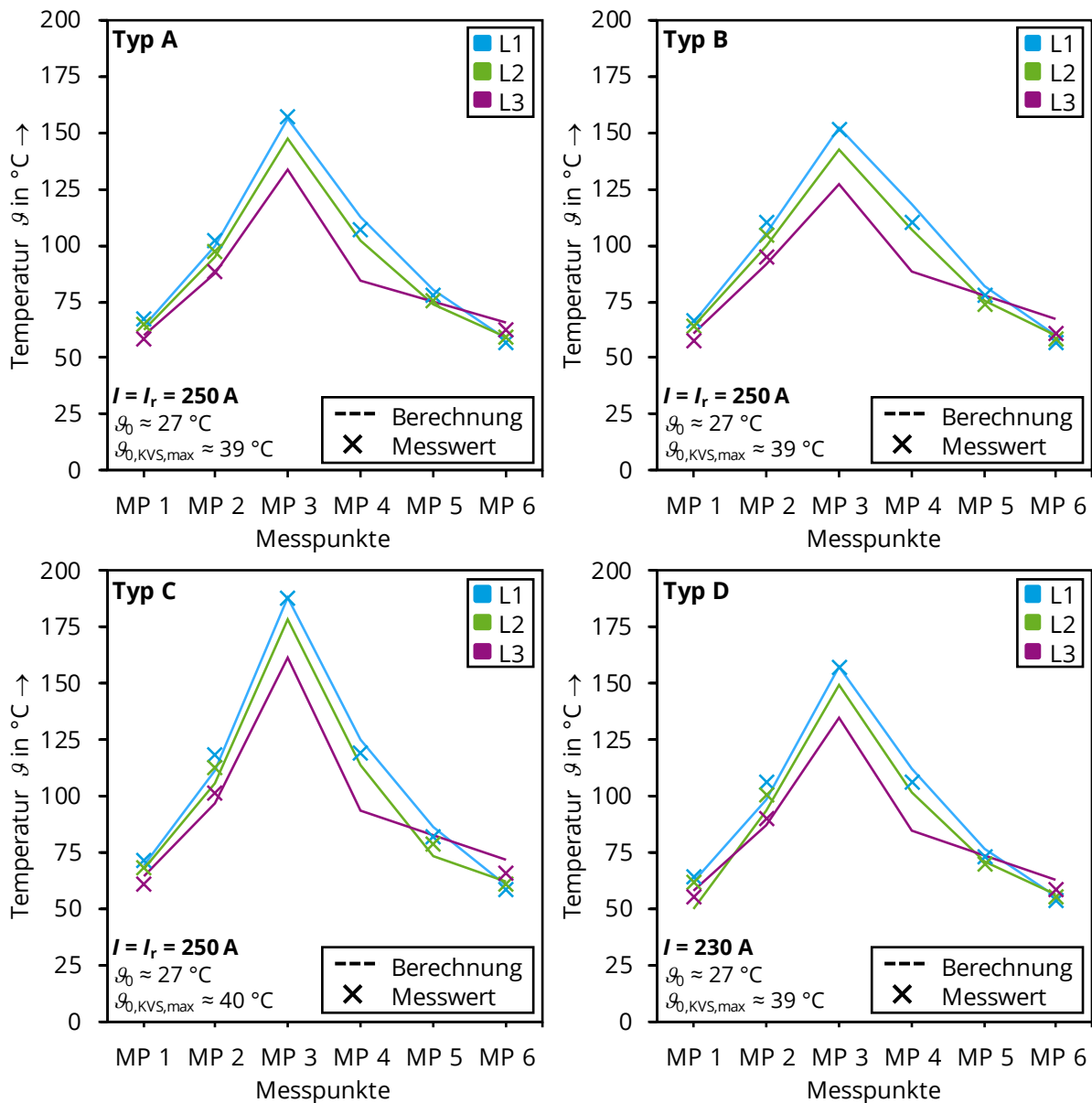


Bild 55: Vergleich der berechneten und gemessenen Temperaturen entlang der Strombahn bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank (Bezeichnung der Messpunkte siehe auch Bild 54 und Tabelle 17)

Tabelle 17: Vergleich der gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank bei stationärer Belastung

Randbedingungen	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
Strom	250 A			250 A			250 A			230 A		
Umgebung	27 °C			27 °C			27 °C			27 °C		
Luft im KVS	39 °C			39 °C			40 °C			39 °C		
Messpunkte (L1) / ϑ in °C	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ
1 Sammelschiene	67,2	64,3	-2,9	66,4	65,6	-0,8	71,6	69,7	-1,9	64,3	61,7	-2,6
2 Messer (o)	102,2	99,6	-2,7	110,2	105,1	-5,1	118,7	111,4	-7,3	106,3	98,2	-8,1
3 Schmelzleiter	157,3	156,2	-1,1	151,4	152,2	0,8	188,3	188,6	0,3	157,6	157,7	0,1
4 Messer (u)	107,1	112,5	5,4	110,5	118,3	7,8	119,6	125,5	5,9	106,7	112,4	5,7
5 Stromschiene	78,2	80,2	2,0	77,5	82,2	4,7	82,1	86,2	4,2	73,3	76,7	3,4
6 Anschlussleiter	57,2	58,3	1,1	56,9	60,0	3,1	58,6	60,7	2,1	53,6	55,3	1,7
Gasraum Einsatz	72,3	74,0	1,8	73,5	76,9	3,4	82,9	83,6	0,7	72,2	72,5	0,3
Gehäuse ϑ_{LSL}	58,3	52,3	-6,1	60,1	53,3	-6,8	65,8	57,7	-8,2	57,9	52,0	-5,9
$\Delta\vartheta$ in K (Gl. (36))	52,6	50,2	-2,5	41,1	40,5	-0,6	69,1	70,2	1,1	51,1	52,4	1,3

6.3 Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser eines Sicherungseinsatzes ist entscheidend, um einen Zusammenhang zwischen der maximalen Beanspruchung des Schmelzleiters (Bild 48) und der in der Praxis überprüfbaren Temperatur am Sicherungsmesser herzustellen. Mit Kenntnis dieser Temperaturdifferenz können die aktuelle thermische Beanspruchung des Sicherungseinsatzes und die maximal zulässige Beanspruchung in der Anwendung bestimmt und überprüft werden. Die Temperaturdifferenz ist abhängig vom Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes und wird von den individuellen thermischen Randbedingungen der gesamten Sicherung bestimmt (Bild 56). Im Wesentlichen sind das die Strombelastung, die Umgebungstemperatur und die Temperatur der Anschlüsse der Sicherung. Um allgemeine Schlussfolgerungen zur Temperaturdifferenz im Betrieb herzuleiten, ist der Einfluss dieser Größen quantitativ und unabhängig voneinander zu untersuchen.

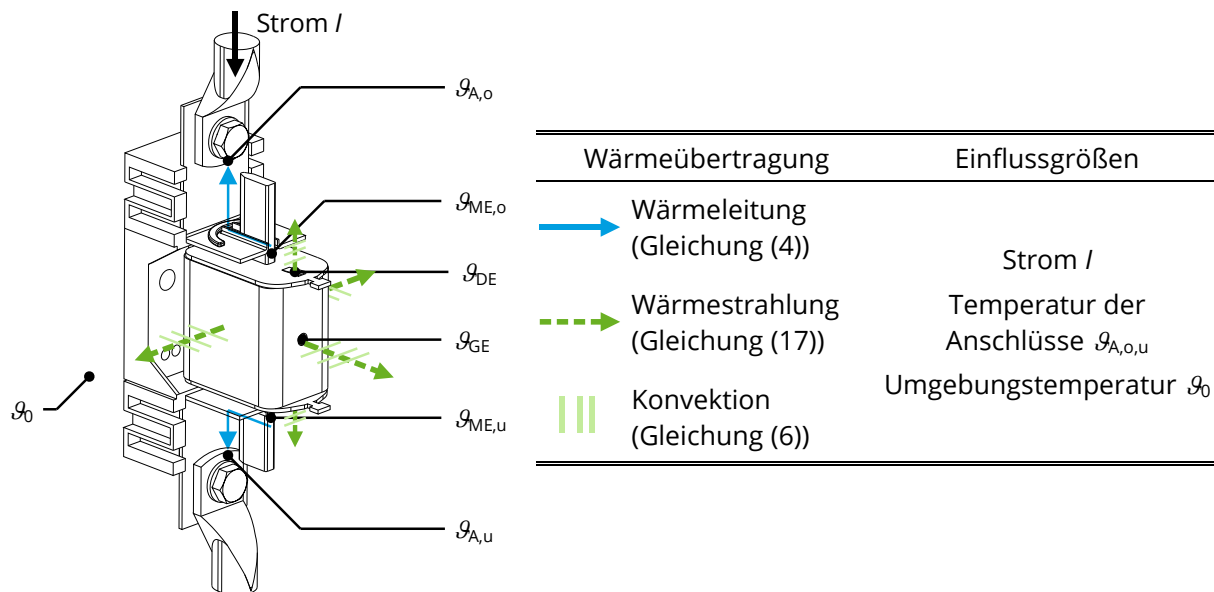


Bild 56: Vorgänge des Transports von Wärmeleistung vom Sicherungseinsatz an die Umgebung und relevante Einflussgrößen auf die Wärmeübertragung im Betrieb

Für jeden Sicherungseinsatz kann eine Temperaturdifferenz zur maximalen Temperatur ϑ_{SL} des Schmelzleiters, basierend auf dem oberen oder dem unteren Sicherungsmesser, bestimmt werden:

$$\Delta\vartheta_{ME,o} = \vartheta_{SL} - \vartheta_{ME,o} \quad (33)$$

$$\Delta\vartheta_{ME,u} = \vartheta_{SL} - \vartheta_{ME,u} \quad (34)$$

Erwärmen sich die Sicherungsmesser im Betrieb gleichmäßig, wird der Sicherungseinsatz thermisch symmetrisch beansprucht und es gilt:

$$\Delta\vartheta_{ME,o} = \Delta\vartheta_{ME,u} \quad (35)$$

Diese Annahme gilt in guter Näherung für die Einbausituation frei in Luft nach DIN EN 60269-1:2015 (Bild 52, Seite 88) [N1]. Wird der Sicherungseinsatz in eine Sicherungslastschaltleiste eingesetzt, führt bereits der konstruktive Aufbau der stromführenden Bauteile zu einer unterschiedlichen Erwärmung der Sicherungsmesser und zu einer unsymmetrischen thermischen Beanspruchung des Sicherungseinsatzes. Das gilt insbesondere für die Sicherungseinsätze der Schalterpole L1 und L2. Ungünstige Betriebsbedingungen, vor allem einseitig stark belastete Anschlüsse der Sicherungslastschaltleiste, verstärken diesen Effekt (Bild 57, oben links).

Abhängig davon, von welchem Sicherungsmesser die Temperaturdifferenz zum Schmelzleiter berechnet wird, unterscheidet sich diese wesentlich (Bild 57, oben rechts). Um eine einheitliche Angabe der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zu erhalten, sollte die Temperaturdifferenz zum Schmelzleiter

mit der mittleren Temperatur beider Sicherungsmesser eines Sicherungseinsatzes bestimmt werden (Bild 57, unten):

$$\Delta\vartheta = \vartheta_{\text{SL}} - \frac{\vartheta_{\text{ME,o}} + \vartheta_{\text{ME,u}}}{2} \quad (36)$$

Durch den Mittelwert der Temperaturen der Sicherungsmesser wird der Einfluss einer unsymmetrischen thermischen Beanspruchung auf die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ deutlich verringert. Nur für den Fall, dass die Erwärmung des Sicherungseinsatzes von der äußeren Erwärmung der Sammelschiene dominiert wird, ist weiterhin ein geringer Einfluss vorhanden. In der Anwendung ist das z. B. bei geringer Strombelastung des Sicherungseinsatzes und gleichzeitig hoher Belastung der Sammelschiene möglich (Bild 57, unten). Bei höherer Strombelastung der Sicherung dominiert die Erwärmung des Sicherungseinsatzes und die resultierende Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ wird in guter Näherung nicht von einer unsymmetrischen Beanspruchung beeinflusst. Nachfolgend wird die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ stets auf Basis der mittleren Temperatur der Sicherungsmesser angegeben (Gleichung (36)).

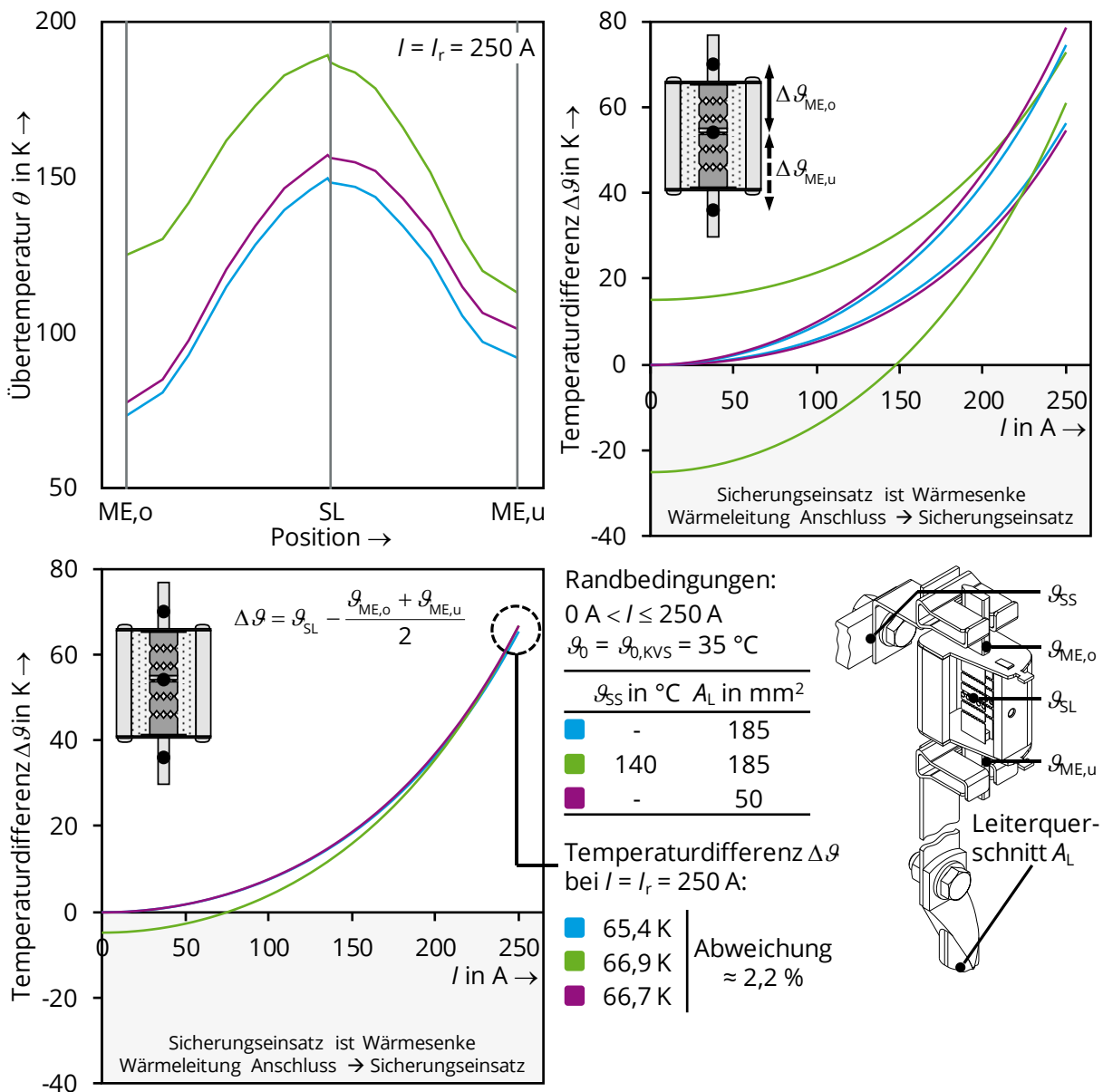


Bild 57: Einfluss einer unsymmetrischen thermischen Beanspruchung der Sicherungsmesser eines Sicherungseinsatzes bei Betrieb in der NH-Sicherungslastschaltleiste auf die berechnete Temperaturdifferenz $\Delta\theta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser (dargestellt sind die Berechnungsergebnisse von Sicherungseinsatz Typ D in Schalterpol L1)

6.3.1 Einfluss der Temperatur der Anschlüsse der Sicherung

Es wurde eine Parameterstudie zum Einfluss der Temperatur der Anschlüsse der Sicherung auf das Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes durchgeführt. Die Parameterstudie wurde mit dem Wärmenetzmodell für die Einbausituation frei in Luft durchgeführt. Der Sicherungseinsatz wurde bei einer Umgebungstemperatur von $\theta_0 = 35 \text{ °C}$ mit Bemessungsstrom $I_r = 250 \text{ A}$ belastet und die Übertemperatur des oberen und unteren Anschlusses der Sicherung im Bereich $\theta_A = (0 \dots 120) \text{ K}$ variiert. Dieser Wertebereich schließt den normativ zulässigen Temperaturbereich für die Anschlüsse einer Sicherung (Tabelle 2, Seite 10) vollständig ein. Aufgrund des qualitativ sehr

ähnlichen konstruktiven Aufbaus aller Sicherungseinsätze (Bild 2, Seite 4) sind die Vorgänge der Wärmeübertragung und damit das Erwärmungsverhalten der Sicherungseinsätze qualitativ identisch (Kapitel 6.2.1 und Bild 52, Seite 88). Die Ergebnisse werden stellvertretend für alle untersuchten Typen am Beispiel des Sicherungseinsatzes Typ D erläutert (Bild 58, Bild 59).

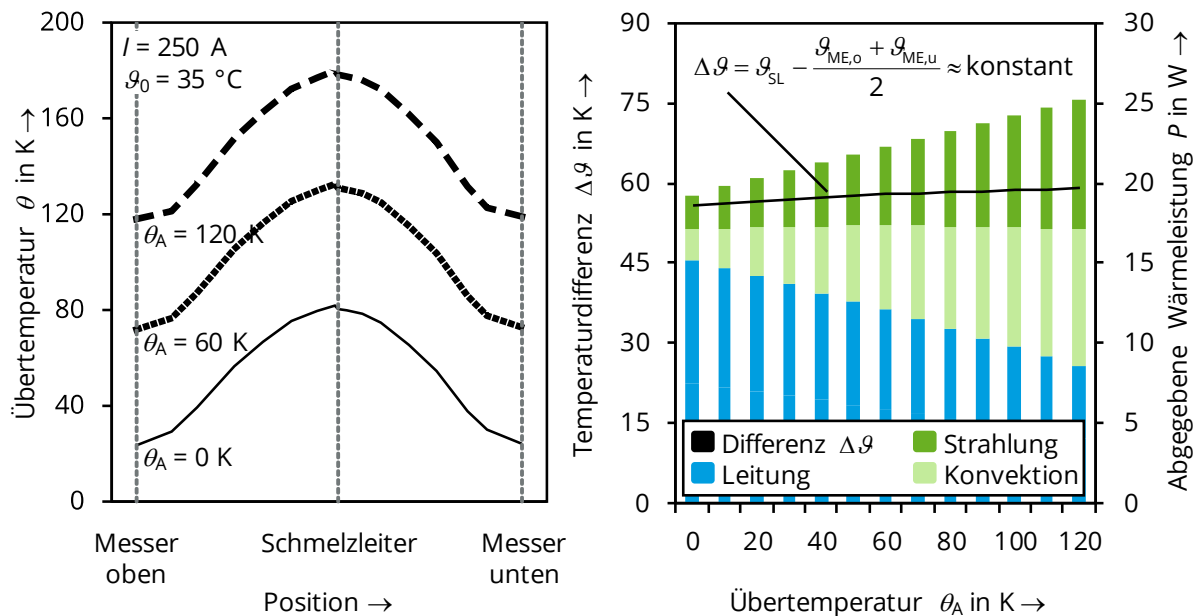


Bild 58: Temperaturprofil entlang des Sicherungseinsatzes (links), Temperaturdifferenz $\Delta\theta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser sowie vom Sicherungseinsatz abgegebene Wärmeleistung P (rechts), abhängig von der Erwärmung θ_A der Anschlüsse der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)

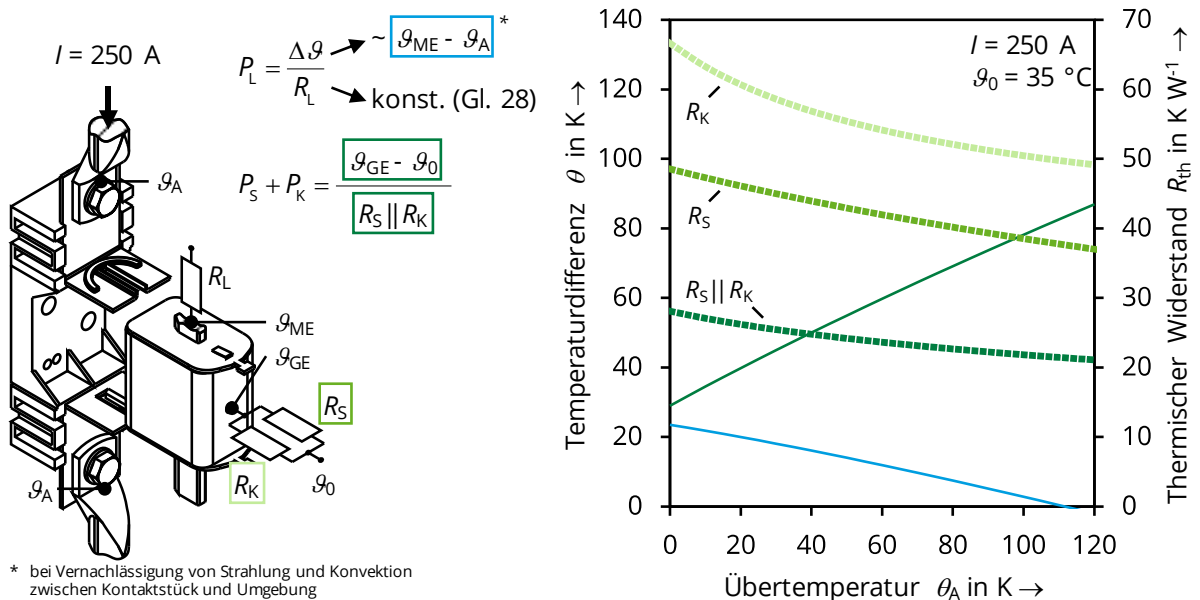


Bild 59: Ausgewählte Temperaturdifferenzen θ und thermische Widerstände R_{th} zum Beschreiben der Wärmeübertragungsvorgänge vom Sicherungseinsatz an die Umgebung, abhängig von der Erwärmung θ_A der Anschlüsse der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)

Höhere Übertemperaturen θ_A der Anschlüsse führen zu einer stärkeren Erwärmung des Sicherungseinsatzes (Bild 58, links). Das Temperaturprofil entlang der Strombahn des Sicherungseinsatzes ändert sich dabei qualitativ nicht signifikant. Es wird nur zu höheren absoluten Temperaturen verschoben. Gleichzeitig verändert sich das Verhältnis aus axial und radial abgegebener Wärmeleistung des Sicherungseinsatzes wesentlich (Bild 58, rechts). Mit höherer Temperatur der Anschlüsse verringert sich die über Wärmeleitung axial aus dem Sicherungseinsatz abführbare Wärmeleistung, da der Temperaturgradient entlang der Strombahn kontinuierlich geringer wird (Bild 59; siehe auch Gleichung (4), Seite 13). Dies wird an der Differenz zwischen der Temperatur des Sicherungsmessers und der Temperatur des Anschlusses deutlich (Bild 59)⁴². Gleichzeitig erhöht sich die absolute Temperatur des Keramikgehäuses deutlich. Der radiale thermische Widerstand des Sicherungseinsatzes zur Umgebung verringert sich und es kann mit höherer Übertemperatur der Anschlüsse zunehmend mehr Wärmeleistung über Strahlung und Konvektion abgeführt werden (Bild 58). Die verbesserte radiale Wärmeabgabe wirkt einem durch höhere Verlustleistung und geringere axiale Wärmeabgabe tendenziell steileren Temperaturprofil des Sicherungseinsatzes entgegen.

In Summe führen die veränderten Vorgänge der Wärmeübertragung dazu, dass sich die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser, abhängig von der Erwärmung der Anschlüsse, nicht signifikant ändert (Bild 58, rechts). Im untersuchten Temperaturbereich von $\theta_A = (0 \dots 120)$ K erhöht sich die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ um maximal 5 %. Bei konstanter Umgebungstemperatur und Strombelastung kann die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ des Sicherungseinsatzes für den praktischen Einsatz in guter Näherung als unabhängig von den Temperaturen der Anschlüsse der Sicherung betrachtet werden.

6.3.2 Einfluss der Umgebungstemperatur des Sicherungseinsatzes

Mit dem Wärmenetzmodell für die Einbausituation frei in Luft wurde ebenfalls eine Parameterstudie zum Einfluss der Umgebungstemperatur der Sicherung auf das Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes durchgeführt. Der Sicherungseinsatz wurde dauerhaft mit Bemessungsstrom $I_r = 250$ A belastet und die Umgebungstemperatur der Sicherung im Bereich $\vartheta_0 = (0 \dots 120)$ K variiert. Die dargestellten Zusammenhänge sind auf alle untersuchten

⁴² Oberhalb einer Übertemperatur von $\theta_A = 100$ K erwärmen sich die Anschlüsse der Sicherung stärker als die Sicherungsmesser. Die in diesem Temperaturbereich noch über Wärmeleitung aus dem Sicherungseinsatz abführbare Leistung wird vollständig über Strahlung und Konvektion von der Oberfläche der Sicherungsmesser und der Kontaktstücke des Unterteils an die Umgebung abgeführt.

Sicherungseinsätze übertragbar und werden am Beispiel des Sicherungseinsatzes Typ D erläutert (Bild 60, Bild 61).

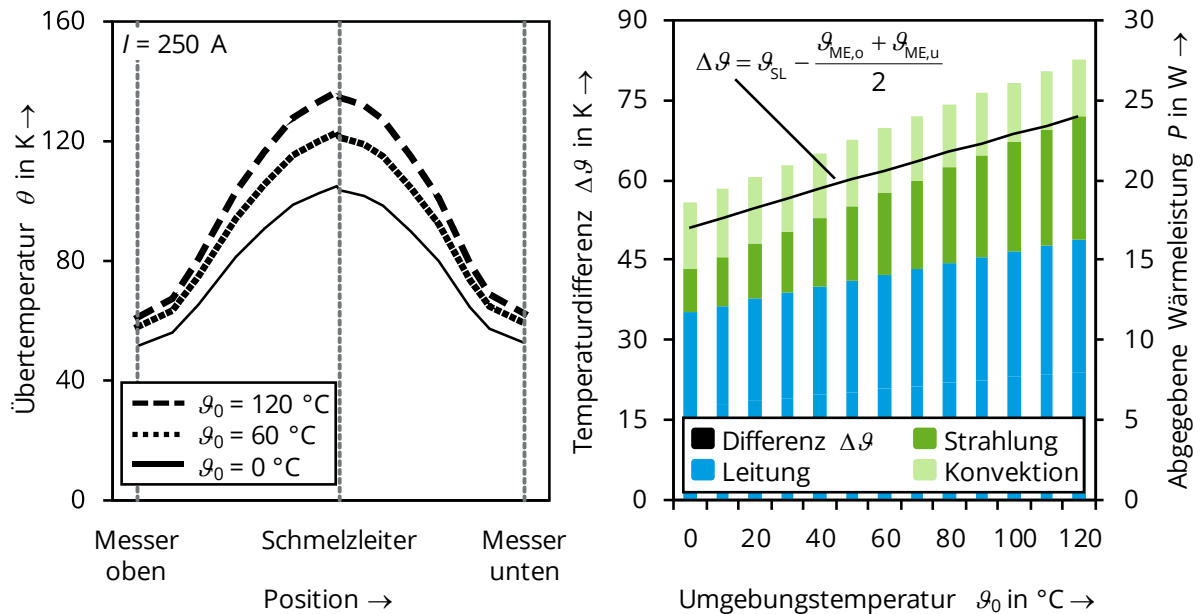
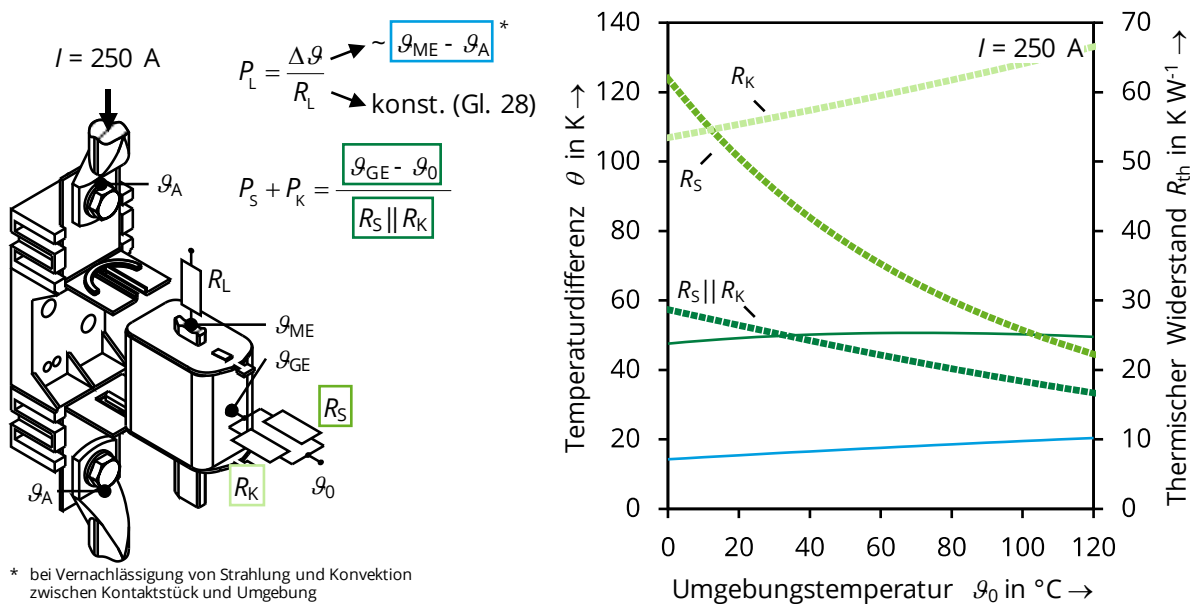


Bild 60: Temperaturprofil entlang des Sicherungseinsatzes (links), Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser sowie vom Sicherungseinsatz abgegebene Wärmeleistung P (rechts), abhängig von der Umgebungstemperatur ϑ_0 der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)



* bei Vernachlässigung von Strahlung und Konvektion zwischen Kontaktstück und Umgebung

Bild 61: Ausgewählte Temperaturdifferenzen θ und thermische Widerstände R_{th} zum Beschreiben der Wärmeübertragungsvorgänge vom Sicherungseinsatz an die Umgebung, abhängig von der Umgebungstemperatur ϑ_0 der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)

Höhere Umgebungstemperaturen führen zu einer stärkeren Erwärmung des Sicherungseinsatzes. Dabei ändert sich das Temperaturprofil entlang der Strombahn qualitativ (Bild 60, links). Der Gradient wird mit höherer Umgebungstemperatur kontinuierlich größer. Die erhöhte

Verlustleistung des Sicherungseinsatzes resultiert aus der linearen Temperaturabhängigkeit des ohmschen Widerstands der Strombahn (Gleichung (2), (3), Seite 13). Der radial vom Sicherungseinsatz abführbare Anteil der Wärmeleistung wird vom Wärmeübergang des Sicherungseinsatzes durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung bestimmt. Der konvektive Wärmeübergang verschlechtert sich mit höherer Umgebungstemperatur. Aufgrund der höheren absoluten Temperaturen wird gleichzeitig die Wärmeübertragung durch Strahlung wesentlich intensiver (Bild 61; Kapitel 3.2.1), sodass die Summe der radial übertragbaren Wärmeleistung mit höherer Umgebungstemperatur zunimmt (Bild 60, rechts). Aufgrund des zunehmenden Temperaturgradienten erhöht sich auch die axial durch Wärmeleitung übertragbare Wärmeleistung mit der Umgebungstemperatur. Das Verhältnis aus axial und radial übertragbarer Wärmeleistung ändert sich dabei nicht grundlegend, sodass die resultierende Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser, basierend auf dem Anstieg der Verlustleistung, linear von der Umgebungstemperatur abhängt (Bild 60, rechts). Dieser Zusammenhang kann allgemein mit der Methode der kleinsten Quadrate über eine Taylorreihe erster Ordnung mit dem Temperaturbeiwert $\alpha_{T,SE}$ beschrieben werden (Gleichung (37)). Dabei ist $\Delta\vartheta_{SE,20}$ der Bezugswert bei der Referenztemperatur $\vartheta = 20\text{ °C}$.

$$\Delta\vartheta_{SE}(\vartheta_{0,SE}) = \Delta\vartheta_{SE,20} \left(1 + \alpha_{T,SE} (\vartheta_{0,SE} - 20\text{ °C}) \right) \quad (37)$$

Mit $\Delta\vartheta_{SE}$ wird allgemein die Temperaturdifferenz eines Sicherungseinsatzes definiert, die sich bei der Lufttemperatur $\vartheta_{0,SE}$ in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes und bei Belastung mit Bemessungsstrom I_r einstellt.

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ bei einer Umgebungstemperatur von 20 °C unterscheidet sich deutlich zwischen den einzelnen Sicherungseinsätzen (Bild 62). Sie wird durch die Verteilung der Verlustleistung entlang des Schmelzleiters und die konstruktive Ausführung des Sicherungseinsatzes bestimmt. Neben der Geometrie und der Position der Engstellen des Schmelzleiters sind vor allem die thermischen Eigenschaften des Quarzsandes von Bedeutung. Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ ist somit eine spezifische Eigenschaft eines Sicherungseinsatzes.

Die relative Abhängigkeit der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ von der Umgebungstemperatur $\vartheta_{0,SE}$ ist dagegen für alle untersuchten Sicherungseinsätze identisch (Bild 62). Sie wird durch den Temperaturbeiwert des elektrischen Widerstands der Schmelzleiter und vom temperaturabhängigen Verhältnis aus axialer und radialer Wärmeübertragung vom Sicherungseinsatz an die Umgebung bestimmt. Mit höherer Umgebungstemperatur nimmt die radiale Wärmeübertragung des Sicherungseinsatzes, maßgeblich durch Wärmestrahlung, stärker zu als die axial durch Wärmeleitung übertragbare Wärmeleistung (Bild 60). Dies wirkt dem

Gradienten des Temperaturprofils entlang des Schmelzleiters entgegen, sodass der resultierende Temperaturbeiwert $\alpha_{T,SE}$ der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ geringer ist als der Temperaturbeiwert $\alpha_{T,Cu}$ des elektrischen Widerstands des Schmelzleiters.

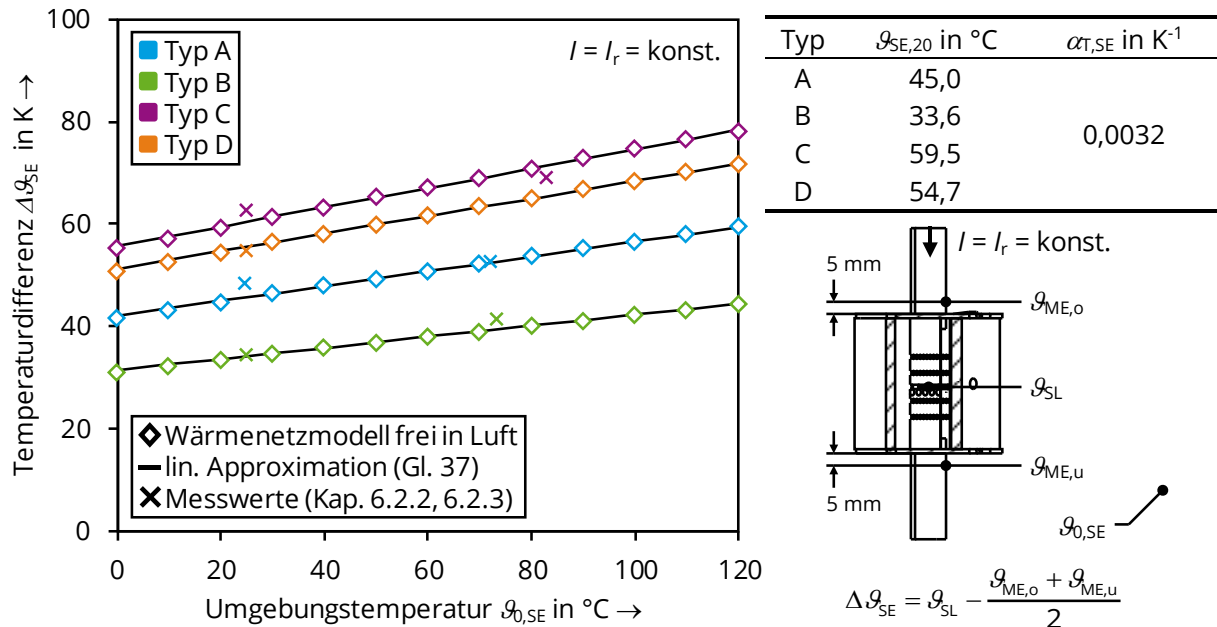


Bild 62: Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ der Sicherungseinsätze frei in Luft bei Belastung mit Bemessungsstrom, Approximation nach Gleichung (37), Berechnung mit Wärmenetzmodell frei in Luft und Messwerte der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 6.2.2, 6.2.3)

6.3.3 Einfluss des Belastungsstromes durch den Sicherungseinsatz

Mit dem Wärmenetzmodell für die Einbausituation frei in Luft wurde auch der Einfluss des Belastungsstromes der Sicherung auf das Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes untersucht. Für die Parameterstudie wurde bei einer konstanten Umgebungstemperatur von $\vartheta_0 = 35\text{ °C}$ der Strom im Bereich $I = 0 \dots I_r$ variiert (Bild 63). Die mit dem Wärmenetzmodell berechnete Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta = f(I)$ wurde anschließend mit einer Potenzfunktion nach Gleichung (38) und der Methode der kleinsten Quadrate approximiert. Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ bei Belastung mit Bemessungsstrom wurde mit Gleichung (37) und der Temperatur $\vartheta_{0,SE} = \vartheta_0 = 35\text{ °C}$ berechnet.

$$\Delta\vartheta = \Delta\vartheta_{SE}(\vartheta_{0,SE}) \cdot \left(\frac{I}{I_r}\right)^n \quad (38)$$

Die Abhängigkeit der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ vom Belastungsstrom ist allgemein von den Stromwärmeverlusten der Strombahn des Sicherungseinsatzes bestimmt. Diese werden von den temperaturabhängigen Vorgängen der Wärmeübertragung vom Sicherungseinsatz an die Umgebung beeinflusst (Kapitel 3.2.1). Der quadratische Einfluss des Stromes auf die

Verlustleistung dominiert dabei stark (Bild 63, Gleichung (2)). Mit Gleichung (38) und dem Exponenten $n = 2,4$ kann die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ abhängig vom Belastungsstrom für alle untersuchten Sicherungseinsätze gleichermaßen mit hoher Genauigkeit abgebildet werden.

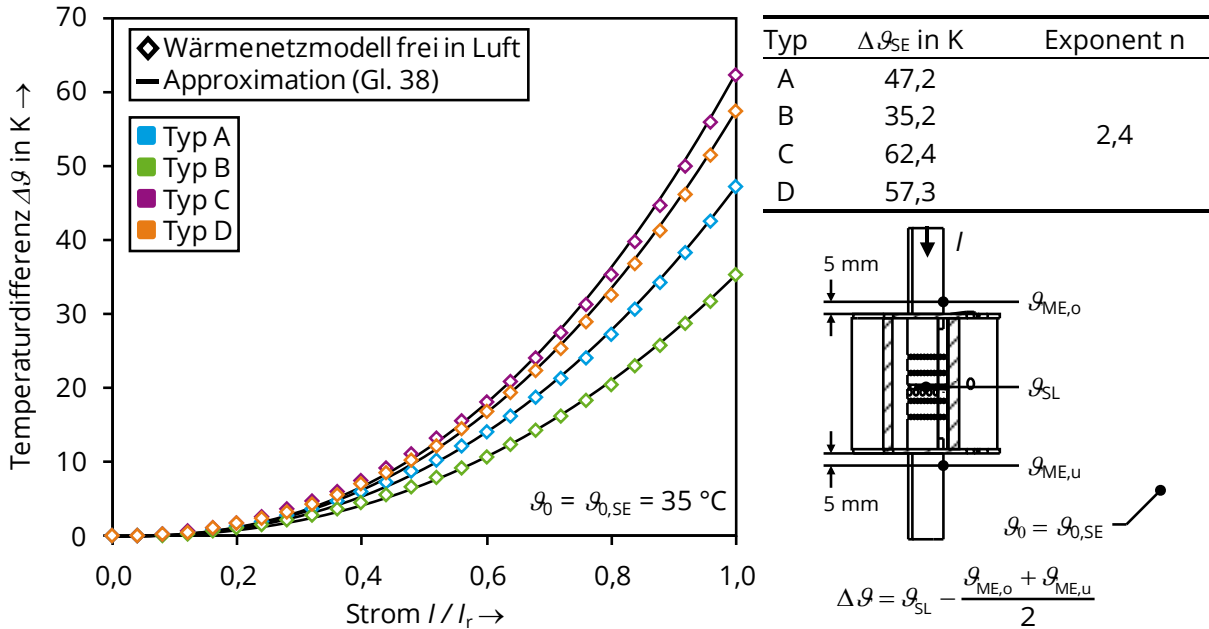


Bild 63: Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ der untersuchten Sicherungseinsätze frei in Luft bei konstanter Umgebungstemperatur und abhängig vom Belastungsstrom, berechnet mit dem Wärmenetzmodell frei in Luft und approximiert nach Gleichung (38)

6.3.4 Berechnen der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser in der Einbausituation

Mit Parameterstudien zum grundsätzlichen Einfluss unterschiedlicher Rand- und Umgebungsbedingungen wurde gezeigt, dass die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ im praktischen Betrieb in guter Näherung unabhängig von den Temperaturen der Anschlüsse der Sicherung ist. Primär hängt sie von der Umgebungstemperatur $\vartheta_{0,SE}$ in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes sowie vom Belastungsstrom I ab. Anhand dieser Größen kann die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ der untersuchten Sicherungseinsätze allgemein mit den empirischen Gleichungen (40) und (41) berechnet werden. Bei einer möglichen unsymmetrischen thermischen Beanspruchung des Sicherungseinsatzes sollte die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ mit der mittleren Temperatur des oberen und unteren Sicherungsmessers bestimmt werden:

$$\Delta\vartheta = \vartheta_{SL} - \frac{\vartheta_{ME,o} + \vartheta_{ME,u}}{2} \quad (39)$$

$$\Delta\vartheta = \Delta\vartheta_{SE}(\vartheta_{0,SE}) \cdot \left(\frac{I}{I_r}\right)^{2,4} \quad (40)$$

$$\Delta\vartheta_{SE}(\vartheta_{0,SE}) = \Delta\vartheta_{SE,20} \left(1 + \alpha_{T,SE}(\vartheta_{0,SE} - 20^\circ\text{C})\right) \text{ mit } \alpha_{T,SE} = 0,0032 \text{ K}^{-1} \quad (41)$$

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ bei Belastung mit Bemessungsstrom I_r ist bestimmt durch die Geometrie und die Eigenschaften der Werkstoffe des Sicherungseinsatzes und damit eine spezifische Eigenschaft (Bild 62). Sie kann z. B. im Erwärmungsversuch nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom durch zusätzliches Messen der Temperaturen des Schmelzleiters und Sicherungsmessers einmalig bestimmt werden. Über den Temperaturbeiwert $\alpha_{T,SE}$ ist die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ linear von der Umgebungstemperatur $\vartheta_{0,SE}$ des Sicherungseinsatzes abhängig. Der Temperaturbeiwert $\alpha_{T,SE}$ ist insbesondere vom Temperaturbeiwert des spezifischen elektrischen Widerstands der Schmelzleiter abhängig und für alle untersuchten Sicherungseinsätze identisch.

Mit den empirischen Gleichungen (40) und (41) kann die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$, unter der Annahme freier Konvektion, gleicher Temperatur der für Strahlung und Konvektion relevanten Umgebung des Sicherungseinsatzes und einer im untersuchten Temperaturbereich konstanten Wärmeleitfähigkeit der Werkstoffe der Sicherung, berechnet werden (entspricht den Randbedingungen des Wärmenetzmodells frei in Luft). Unter der Voraussetzung, dass die Temperaturen der vom Sicherungseinsatz angestrahlten Gehäuseoberflächen näherungsweise der direkten Umgebungstemperatur des Sicherungseinsatzes entsprechen, können die Gleichungen (40) und (41) damit auch für die untersuchte Einbausituation in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank (Kapitel 6.2.3) angewendet werden. Für die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ ist für alle Anwendungen die Lufttemperatur in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes zu verwenden. In der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank entspricht die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ der Gastemperatur des Sicherungsraumes. Da die Gastemperatur selbst von der jeweiligen thermischen Beanspruchung und der Einbausituation abhängt, wird die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ im thermisch kritischsten Belastungsfall verwendet. Der Vergleich mit den in den experimentellen Untersuchungen gemessenen Temperaturdifferenzen (Kapitel 6.2.3) zeigt, dass mit dem Ansatz nach Gleichung (39) bis (41) die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ der Sicherungseinsätze auch bei Betrieb in der Sicherungslastschaltleiste mit guter Genauigkeit berechnet werden kann (Bild 64). Die maximale Abweichung zwischen Rechnung und Messung ist für alle Sicherungseinsätze $\leq 2,3$ K. Innerhalb der vorgegebenen Randbedingungen können die empirischen Gleichungen zum Berechnen der Temperaturdifferenz mit Hilfe der Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ auf unterschiedliche Einbausituationen und thermische Randbedingungen des Sicherungseinsatzes angepasst werden. Die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ kann damit auch als ein Maß für die grundsätzliche thermische Beanspruchung eines Sicherungseinsatzes in einer bestimmten Einbausituation angesehen werden.

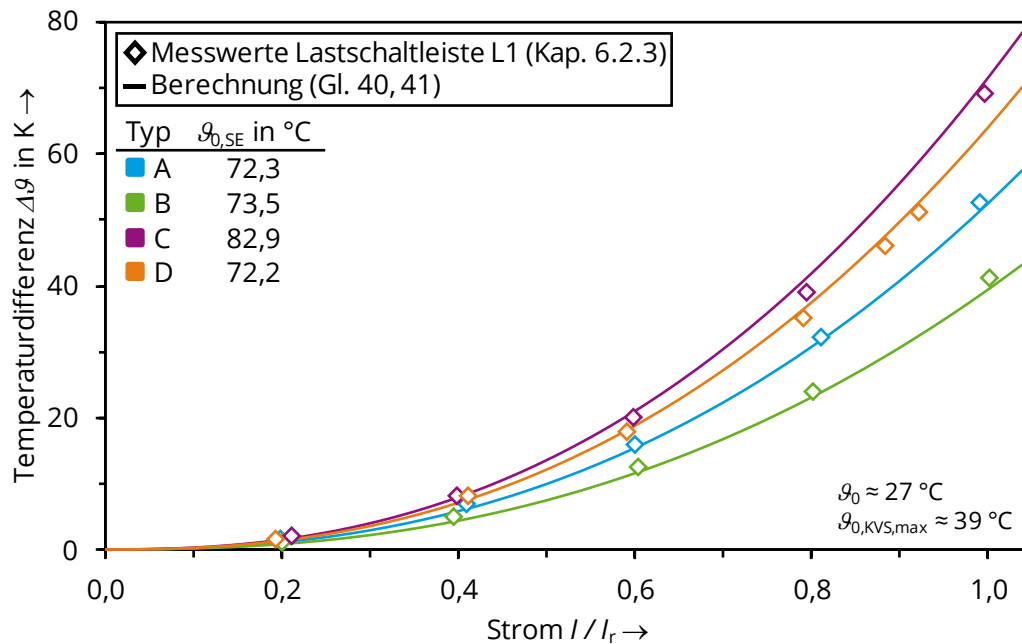


Bild 64: Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser für den Sicherungseinsatz in Schalterpol L1 der Sicherungslastschaltleiste, Vergleich der nach Gleichung (40) und (41) berechneten Temperaturdifferenz mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 6.2.3)

In der Regel ist die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$, insbesondere in Einbausituationen mit eingeschränkter Wärmeabgabe, nicht bekannt [N4]. Sie muss daher zum Berechnen der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ experimentell bestimmt werden. Sollte dies im Anwendungsfall oder in der Prüfung nicht mit vertretbarem Aufwand möglich sein, ist es auch vorstellbar, eine einheitliche Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ für alle Einbausituationen mit eingeschränkter Wärmeabgabe anzugeben. Diese muss den thermisch kritischsten Anwendungsfall für verschiedene Sicherungen und Anlagenkonstruktionen abbilden. Dadurch kann die theoretisch zulässige Belastung der Sicherungseinsätze in thermisch weniger kritischen Einbausituationen nicht vollständig genutzt werden. Die Temperaturdifferenz könnte jedoch für eine Vielzahl von Anwendungsfällen deutlich einfacher bestimmt werden. Für die Einbausituation in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank wurde die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ für die untersuchten Sicherungseinsätze und für unterschiedliche thermische Randbedingungen beispielhaft mit dem Wärmenetzmodell (Kapitel 6.2.3) berechnet (Anhang A13: Bild 65).

6.4 Die Temperatur der Sicherungsmesser als Kriterium zum Bewerten der zulässigen thermischen Beanspruchung im Betrieb

In den Untersuchungen zum Langzeitverhalten der Schmelzleiter konnten für einige Schmelzleiter spezifische, maximal zulässige Temperaturen $\vartheta_{G,SL}$ für den Dauerbetrieb bestimmt werden (Kapitel 5.5). Gemeinsam mit der ermittelten Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und

Sicherungsmesser (Kapitel 6.3.4) können damit physikalisch begründete Grenztemperaturen $\vartheta_{G,ME}$ auch für die Sicherungsmesser der Sicherungseinsätze hergeleitet werden:

$$\vartheta_{G,ME} = \vartheta_{G,SL} - \Delta\vartheta(I, \vartheta_{0,SE}) \quad (42)$$

Mit der Umgebungstemperatur ϑ_0 kann die zulässige Erwärmung als Grenzübertemperatur $\theta_{G,ME}$ des Sicherungsmessers angegeben werden:

$$\theta_{G,ME} = (\vartheta_{G,SL} - \Delta\vartheta(I, \vartheta_{0,SE})) - \vartheta_0 \quad (43)$$

Diese Grenzwerte für das Sicherungsmesser sind über die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ abhängig von den jeweiligen Betriebsbedingungen der gesamten Sicherung. Mit der Grenzübertemperatur der Sicherungsmesser $\theta_{G,ME}$ als Bewertungskriterium kann die maximal zulässige Strombelastung einer Sicherung in der Anwendung ermittelt werden. Am Beispiel der untersuchten Sicherungseinsätze⁴³ wurde die Grenzübertemperatur $\theta_{G,ME}$ für die Sicherungsmesser nach Gleichung (43) und den Randbedingungen in Tabelle 18 berechnet und die maximal zulässige Strombelastung für die untersuchten Einbausituationen frei in Luft und in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank ermittelt (Bild 65). Dazu wurde das Erwärmungsverhalten der Sicherungseinsätze abhängig vom Belastungsstrom mit den erstellten Wärmenetzmodellen (Kapitel 6.2) berechnet und die Übertemperatur des Schmelzleiters und der Sicherungsmesser ausgewertet. Für die Einbausituation in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank wurde das Erwärmungsverhalten des Sicherungseinsatzes des Schalterpols L1 analysiert.

Tabelle 18: Randbedingungen zum Bestimmen der spezifischen Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ nach Gleichung (41) für die untersuchten Einbausituationen frei in Luft nach Norm (Kapitel 6.2.1) und in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank (Kapitel 6.2.2)

Einbausituation		Frei in Luft (Norm)				Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank (KVS)				
Sicherungseinsatz	Typ A	Typ B	Typ C	Typ D	Typ A	Typ B	Typ C	Typ D		
ϑ_0 in °C		35					35			
$\vartheta_{0,SE}$ in °C		35				113 *	113 *	118 *	113 *	
$\Delta\vartheta_{SE,20}$ in K (Bild 62)	45,0	33,6	59,5	54,7	45,0	33,6	59,5	54,7		
$\Delta\vartheta_{SE}$ in K	47,2	35,2	62,4	57,3	58,4	43,6	78,2	71,0		

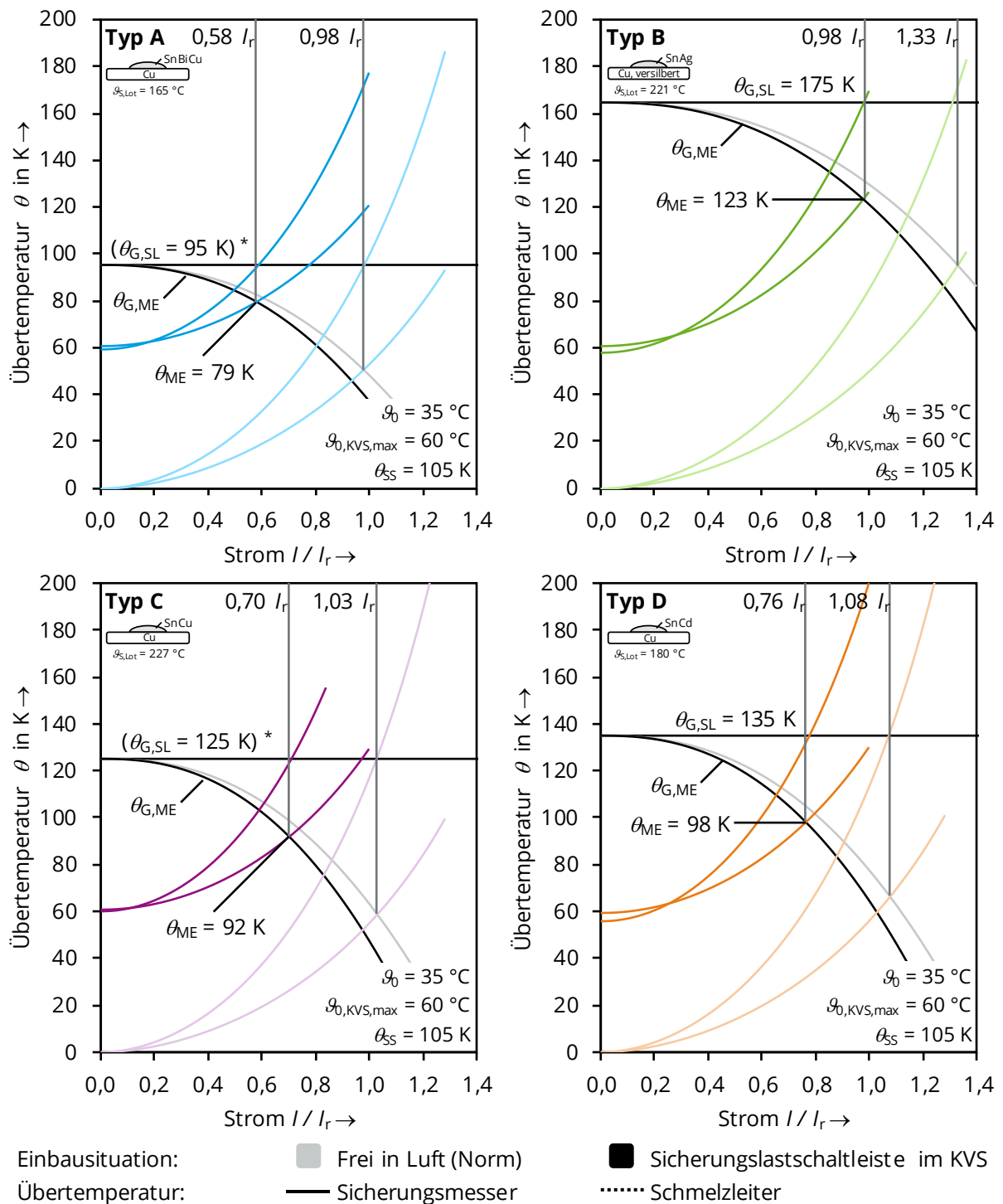
* bei kritischstem Belastungsfall (Bild 93, Seite 151): $\vartheta_{0,KVS,max} = 60$ °C, $\vartheta_{SS} = 105$ K, $I = I_r$, Schalterpol L1

⁴³ Da für die Schmelzleiter der Sicherungseinsätze Typ A und Typ C die Grenztemperaturen nicht abschließend bestimmt werden konnten, wurde die Messertemperatur dieser Typen basierend auf vorläufigen Grenztemperaturen der Schmelzleiter $\vartheta_{G,SL,A} = 130$ °C bzw. $\vartheta_{G,SL,A} = 130$ °C nach Kapitel 5.5 bestimmt.

Die zulässige Strombelastung, basierend auf der berechneten Grenztemperatur der Sicherungsmesser, stimmt für beide Einbausituationen gut mit der anhand der Grenztemperatur des Schmelzleiters bestimmten Strombelastung überein (Bild 65). Aufgrund der unterschiedlich dimensionierten Sicherungseinsätze unterscheiden sich trotz übereinstimmender Kenngrößen (Tabelle 5, Seite 26) die Grenztemperaturen des Sicherungsmessers und damit die zulässige Strombelastung sehr deutlich. Hohe Grenztemperaturen der Schmelzleiter in Kombination mit einer geringen spezifischen Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ des Sicherungseinsatzes (z. B. Typ B) führen dazu, dass höhere Leistungen übertragen werden können und ein langzeitstabiler Betrieb in Einbausituationen mit hoher thermischer Beanspruchung möglich ist, ohne den zulässigen Belastungsstrom wesentlich zu verringern. Die ermittelten Grenzübertemperaturen der Sicherungsmesser unterscheiden sich teils signifikant von den bisherigen Empfehlungen für Einbausituationen mit eingeschränkter Wärmeabgabe von $\vartheta_{G,ME} = 95 \text{ K}$ für den Kurzzeit- bzw. $\vartheta_{G,ME} = 65 \text{ K}$ für den Dauerbetrieb (bezogen auf eine Umgebungstemperatur von $35 \text{ }^{\circ}\text{C}$) [N4]. Für alle Sicherungseinsätze kann in der untersuchten Einbausituation dauerhaft eine deutlich höhere Erwärmung des Sicherungsmessers von $\vartheta_{ME,A} = 79 \text{ K}$ bis hin zu $\vartheta_{ME,B} = 123 \text{ K}$ zugelassen werden (Bild 65). Entsprechend der unterschiedlich dimensionierten Sicherungseinsätze variiert die aus der Grenztemperatur des Sicherungsmessers resultierende zulässige Strombelastung der einzelnen Sicherungseinsätze von $I_{\max,A} = 0,58 I_r$ bis $I_{\max,B} = 0,98 I_r$. Unterschiedliche Grenztemperaturen für einen Kurzzeit- oder Dauerbetrieb sollten nicht angegeben werden, da bereits ein vorübergehendes Überschreiten der Grenztemperatur des Schmelzleiters eine stark beschleunigte Alterung verursachen kann (Kapitel 5.5).

Ein einheitlicher Grenzwert für die Temperatur der Sicherungsmesser, wie er in [N4] empfohlen wird, erscheint aufgrund der festgestellten, sehr großen Unterschiede bereits zwischen Sicherungseinsätzen mit gleichen Kenngrößen nicht immer geeignet. Dieser müsste sich am Sicherungseinsatz mit der geringsten zulässigen thermischen Beanspruchung orientieren. Dadurch könnten die Reserven von Sicherungseinsätzen mit theoretisch höheren Grenzwerten nicht genutzt werden. Für einen sicheren, effizienten und vor allem wirtschaftlichen Betrieb der Sicherungseinsätze auch bei dauerhaft sehr hoch belasteten Anlagen, ist für diese spezielle Anwendungsfälle ein individueller Grenzwert für die maximale Temperatur der Sicherungsmesser eines Sicherungseinsatzes empfehlenswert. Dieser könnte durch eine herstellerspezifische Angabe einer Grenztemperatur $\vartheta_{G,SL}$ des Schmelzleiters und der spezifischen Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ eines Sicherungseinsatzes für unterschiedliche Belastungen und Einbausituationen ermittelt werden und als Bewertungskriterium in Prüfungen zum Einsatz

kommen, um z. B. den zulässigen Belastungsstrom einzelner Abgänge einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zu bestimmen.



* vorläufige Grenztemperatur des Schmelzleiters, Details siehe Fußnote 43, Seite 107 und Kapitel 5.5

Bild 65: Bestimmen der maximal zulässigen Belastung der untersuchten Sicherungseinsätze für unterschiedliche Einbausituationen, basierend auf der Grenztemperatur des Sicherungsmessers nach Gleichung (42)

7 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde das Langzeitverhalten von Schmelzleitern für NH-Sicherungseinsätze der Betriebsklasse gG im Normalbetrieb und im Bereich kleiner Überströme bei einer dauerhaft hohen thermischen Beanspruchung unterhalb der Solidustemperatur des Lotes experimentell untersucht. Es wurden Schmelzleiter aus Kupfer mit verschiedenen Loten in Langzeitversuchen im Wärmeschränk und bei Strombelastung thermisch beansprucht sowie das Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter untersucht. Bei allen Schmelzleitern wurde ein ausgeprägtes Wachstum intermetallischer Phasen (IMP) an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot festgestellt (Kapitel 5.2.2). Der Einfluss der IMP auf den elektrischen Widerstand des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot ist neben der Höhe der thermischen Beanspruchung abhängig von der Werkstoffkombination, der Geometrie der Engstelle und der Position des Lotdepots auf dem Schmelzleiter. Für den Normalbetrieb kann die Änderung des Widerstands der Engstelle mit Lotdepot bei einer dauerhaften thermischen Beanspruchung mit Temperaturen bis zu (10 ... 20) K unterhalb der Solidustemperatur des Lotes als unkritisch bewertet werden. Das Erwärmungsverhalten der in diesem Temperaturbereich gealterten Schmelzleiter unterscheidet sich bei Belastung mit Bemessungsstrom nicht signifikant zu dem im Ausgangszustand (Kapitel 5.3.3). Im Normalbetrieb bildet sich auf der Oberfläche des Lotdepots in der Regel eine geschlossene Oxidschicht, die für das Lotvolumen schützend wirkt und keinen signifikanten Einfluss auf die Alterung des Schmelzleiters hat. Das Lotdepot sollte jedoch nicht auf den Stegen einer Engstelle positioniert werden, da die inhomogene Temperaturverteilung in diesem Bereich erhöhte thermisch induzierte mechanische Spannungen im Lotvolumen verursacht. Diese kann zum Aufbrechen der schützenden Oxidschicht und bis hin zur vollständigen Oxidation des Lotdepots im Normalbetrieb führen (Bild 27, Seite 52). Aufgrund des geringen Einflusses des Lotes auf den Widerstand des Schmelzleiters wird das Betriebsverhalten im Normalbetrieb dadurch nicht wesentlich beeinflusst. Fehlerströme im Bereich kleiner Überströme können jedoch nicht mehr zuverlässig unterbrochen werden.

Das Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme kann durch eine dauerhaft hohe thermische Beanspruchung der Schmelzleiter im Normalbetrieb auch bei Temperaturen unterhalb der Solidustemperatur des Lotes signifikant beeinflusst werden. Es wurden unterschiedliche physikalische Ursachen für ein verändertes Schaltverhalten identifiziert, die insbesondere abhängig vom Wachstum der IMP an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot sind (Kapitel 5.5, Bild 46, Seite 79). Durch dünne IMP verschiebt sich die Zeit/Strom-Kennlinie zu geringeren Strömen und einem frühzeitigen Schaltvorgang. Für den praktischen Einsatz werden

verkürzte Schmelzzeiten als weniger kritisch angesehen, da eine zuverlässige Überlastabschaltung weiterhin gewährleistet ist (Fail-Safe-Verhalten). Besonders bei geringer thermischer Beanspruchung dominiert dieser Effekt das Schaltverhalten. Bei höherer thermischer Beanspruchung im Normalbetrieb in geringerem Abstand zur Solidustemperatur des Lotes wachsen die IMP zu dickeren Schichten und beeinflussen zunehmend den Konzentrationsgradienten an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot. Ist das Lot bereits geschmolzen, wirken die IMP während der Überlastabschaltung als zusätzliche Barriere. Dieser Effekt verstärkt sich mit größerer Dicke der IMP, sodass sich die Schmelzzeit teilweise stark verlängert. Gleichzeitig erhöhen sich die maximalen Temperaturen des Schmelzleiters während des Schaltvorgangs. Verlängerte Schmelzzeiten verzögern die Überlastabschaltung und erhöhen die thermische Beanspruchung während des Schaltvorgangs. Dabei können kritische Betriebszustände auftreten. Benachbarte Komponenten können beschädigt oder der Sicherungseinsatz thermisch überlastet werden. Zudem ist es vorstellbar, dass eine stark verzögerte Überlastabschaltung das eigentliche Schutzobjekt thermisch zu stark beansprucht und dadurch ein Fehler des Schutzobjektes zu einer Kurzschlussabschaltung des Sicherungseinsatzes führt, wodurch die eigentliche Fehlerursache verschleiert würde.

Das Langzeitverhalten der untersuchten Schmelzleiter wird allgemein durch den Alterungsmechanismus der Interdiffusion an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot dominiert. Es hängt im Wesentlichen von der Solidustemperatur des Lotes und der Werkstoffkombination aus Schmelzleiter und Lot ab. Nicht für alle untersuchten Schmelzleiter konnte das Langzeitverhalten mit den durchgeführten Untersuchungen abschließend geklärt und zulässige Grenztemperaturen hergeleitet werden. Aufgrund der unterschiedlichen Dimensionierung der Schmelzleiter unterscheiden sich die potenziellen Grenztemperaturen der Schmelzleiter deutlich voneinander und liegen im Temperaturbereich von $\vartheta_{G,SL,Typ A} < 130\text{ °C}$ bis hin zu $\vartheta_{G,SL,Typ B} = 200\text{ °C}$ (Bild 48, Seite 81).

Mit thermischen Berechnungsmodellen wurde das Erwärmungsverhalten der Sicherungseinsätze in unterschiedlichen Einbausituationen nachgebildet und der Zusammenhang zwischen der Erwärmung des Schmelzleiters und der Sicherungsmesser untersucht (Kapitel 6). Es wurden grundlegende Erkenntnisse zum Einfluss unterschiedlicher Randbedingungen im Betrieb auf die Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser gewonnen. Dabei wurde gezeigt, dass diese Temperaturdifferenz für unterschiedliche Einbausituationen in guter Näherung unabhängig von den Temperaturen der Anschlüsse der Sicherung ist und nur von der Lufttemperatur in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes sowie dem Belastungsstrom abhängt (Kapitel 6.3). Es wurde festgestellt, dass die spezifische Temperaturdifferenz zwischen

Schmelzleiter und Sicherungsmesser grundsätzlich eine charakteristische Kenngröße eines Sicherungseinsatzes ist, die von den Eigenschaften der Werkstoffe und dem geometrischen Aufbau des Sicherungseinsatzes bestimmt wird (Bild 62, Seite 103). Auf Basis der Erkenntnisse zur zulässigen thermischen Beanspruchung der Schmelzleiter und der Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser wurden empirische Gleichungen entwickelt, mit denen physikalisch bestimmte Grenztemperaturen der Sicherungsmesser für unterschiedliche Einbausituationen berechnet werden können (Kapitel 6.4). Die Grenztemperaturen der Sicherungsmesser sind über die Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser belastungsabhängig. Für die Sicherungseinsätze wurden in der untersuchten Einbausituation bei eingeschränkter Wärmeabgabe in einer Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank deutlich höhere Grenztemperaturen der Sicherungsmesser bestimmt, als in der DIN CLC/TR 60269-5:2012 [N4] empfohlen werden. Trotz übereinstimmender Kenngrößen unterscheiden sich die Grenztemperaturen der Sicherungsmesser und damit die zulässige Strombelastung sehr stark zwischen den untersuchten Sicherungseinsätzen. Hohe Grenztemperaturen des Schmelzleiters in Kombination mit einer geringen spezifischen Temperaturdifferenz des Sicherungseinsatzes ermöglichen dabei eine höhere thermische Beanspruchung im Betrieb und die Übertragung höherer Leistungen. Für einen langzeitstabilen und wirtschaftlichen Betrieb von NH-Sicherungseinsätzen auch in dauerhaft hoch belasteten Anlagen werden daher herstellereinspezifische Grenztemperaturen für die jeweiligen Sicherungseinsätze empfohlen.

8 Ausblick

In zukünftigen Untersuchungen sollte die Übertragbarkeit der ermittelten Zusammenhänge zur spezifischen Temperaturdifferenz eines Sicherungseinsatzes auf andere Baugrößen und NH-Sicherungseinsätze untersucht werden. Insbesondere ist zu prüfen, inwieweit die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Temperaturdifferenz neben dem Werkstoff des Schmelzleiters vom Wärmeübergang zwischen Sicherungseinsatz und Umgebung in anderen Einbausituationen beeinflusst wird. Dabei sollten auch weitere Randbedingungen wie eine aktive Belüftung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen und unterschiedliche Einbaulagen betrachtet werden. Ein derart verifiziertes und erweitertes Berechnungsmodell könnte das Bestimmen der zulässigen Belastung von NH-Sicherungseinsätzen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen deutlich vereinfachen und gleichzeitig die Zuverlässigkeit von NH-Sicherungen weiter erhöhen.

In weiterführenden Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Schmelzleitern sollte der Einfluss der festgestellten Barrierewirkung der intermetallischen Phasen an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot auf das Schaltverhalten auch bei größeren Fehlerströmen untersucht werden. Da im Bereich kleiner Überströme bei höheren Fehlerströmen die Zeitdauer zum Auflösen des Schmelzleiters durch Interdiffusion kontinuierlich geringer wird, ist ein mit höherem Fehlerstrom geringerer Einfluss auf die Schmelzzeit denkbar.

Bei einigen untersuchten Schmelzleitern und Sicherungseinsätzen wurde bereits im Ausgangszustand eine verringerte Zuverlässigkeit der Überlastabschaltung festgestellt. Die Ursache wurde in der konstruktiven Gestaltung der Engstelle mit Lotdepot vermutet. Dazu sollten weitere Untersuchungen zum Einfluss relevanter geometrischer Parameter, wie der Geometrie der Engstelle oder Form und Volumen des Lotdepots über die bisher bekannten Zusammenhänge (u. a. [8]) hinaus durchgeführt werden, um die Zuverlässigkeit der Überlastabschaltung zu erhöhen.

In ersten Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Schmelzleitern für den Ganzbereichsschutz aus dem Werkstoff Silber wurde ein zu den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen vergleichbarer Einfluss der Interdiffusion auf den Widerstand des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot festgestellt [78]. Es sollte daher weitergehend untersucht werden, inwieweit die bisher gewonnenen Erkenntnisse zum Langzeitverhalten der Schmelzleiter auch auf andere Werkstoffkombinationen übertragbar sind.

9 Literaturverzeichnis

- [1] *Knies, W.; Schierack, K.*: Elektrische Anlagentechnik Kraftwerke, Netze, Schaltanlagen, Schutz Einrichtungen. 6. Auflage, München. Hanser Verlag, 2012.
- [2] *Kasikci, I.*: Planung von Elektroanlagen - Theorie, Vorschriften, Praxis, Berlin, Heidelberg. Springer Verlag, 2015.
- [3] *Vinaricky, E.; Schröder, K. H.; Weiser, J.*: Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen - Grundlagen, Technologien, Prüfverfahren. 3. Auflage, Berlin, Heidelberg. Vieweg, 2016.
- [4] *Wright, A.; Newbery, P. G.*: Electric fuses, London. Institution of Electrical Engineers, 2004.
- [5] *Johann, H.*: Elektrische Schmelzsicherungen für Niederspannung - Vorgänge, Eigenschaften, technischer Einsatz, Berlin, Heidelberg. Springer Verlag, 1982.
- [6] *Wehrle, C.*: 40000 Bilder/s enthüllen den Auftrennvorgang an Schmelzleitern von Niederspannungs-Hochleistungssicherungen. AEG-Mitteilungen: Hausmitteilungen der AEG, 1958, Jg. 48, Seite 211–214.
- [7] Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit: Verordnung zur Beschränkung der Verwendung gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten (Elektro- und Elektronikgeräte-Stoff-Verordnung) - ElektroStoffV. Bundesgesetzblatt, Fassung vom 19.04.2013, Seite 1111–1117.
- [8] *Klepp, G.*: Über das Abschmelzverhalten von Sicherungsschmelzleitern im Überlastbereich. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 1982.
- [9] *Hofmann, M.*: Experimentelle und rechnerische Untersuchung von Ansprechkennlinien und Alterungsvorgängen bei Sicherungsschmelzleitern. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 1987.
- [10] *Beaujean, D. A.*: Modelling the M-Effect in H.R.C. Fuses. Dissertation, The Polytechnic of Wales, Trefforest, Wales, UK, 1991.
- [11] *Böhme, H.*: Mittelspannungstechnik - Schaltanlagen berechnen und entwerfen. 2. Auflage, Berlin. Huss-Medien Verl. Technik, 2005.
- [12] *Hausmann, M.; Grass, N.*: The influence of current frequencies up to 1.000 Hz on power dissipation and time-current characteristics of NH gG fuse-links. 9th International Conference on Electrical Fuses and their Applications, 12.-14.09.2011, Maribor, Slowenien, Seite 119–127.
- [13] *Deutsches Kupferinstitut Berufsverband e.V.*: Werkstoff-Datenblatt Cu-ETP.
<https://www.kupferinstitut.de/de/beratung-und-service/downloads/downloads/werkstoffe/werkstoff-datenblaetter.html> (08. August 2018).

- [14] Böckh, P.; Wetzel, T.: Wärmeübertragung, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2017.
- [15] Herwig, H.; Moschallski, A.: Wärmeübertragung, Wiesbaden. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014.
- [16] Adam, R.: Beitrag zur thermischen Dimensionierung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 2018.
- [17] Baehr, H. D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [18] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen: VDI-Wärmeatlas. 11. Auflage, Berlin, Heidelberg. Springer Vieweg, 2013.
- [19] Löbl, H.: Zur Dauerstrombelastbarkeit und Lebensdauer der Geräte der Elektroenergieübertragung. Dissertation B, Technische Universität Dresden, Dresden, 1984.
- [20] Löbl, H.; Stoye, H. J.: Beitrag zur Optimierung elektrotechnischer Schalt- und Verteileranlagen hinsichtlich ihrer thermischen Dauerstrombeanspruchung. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 1972.
- [21] Schenk, M.: Thermische Bemessung von Netzstationen - Zur thermischen Bemessung der Geräte in kompakten Anlagen der Elektroenergietechnik am Beispiel von Netzstationen. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 2003.
- [22] Bors, S.; Chen, R.: Beitrag zur Frage der Alterung von Schmelzsicherungen. Elektrotechnik und Maschinenbau, 1962, Seite 131–135.
- [23] Sletterink, A.; Vlutters, H.: The Influence of Diffusion Phenomena on Time/Current Characteristics of Fuse Links. Holctechneik, 1972(2), Seite 117-123.
- [24] Meng, X. Z.: Lifetime predictions of miniature fuses and semiconductor protection fuse. Dissertation, Technische Universität Eindhoven, Eindhoven, 1995.
- [25] Gantz, P.: Alterung von NH-Sicherungen. Elektrotechnische Zeitschrift ETZ, 1975, Jg. 27(20/21), Seite 580–582.
- [26] Daalder, J. E.; Kulsertas, J.; Rondeel, W.: Ageing in Fuses with M-Effect. 4th International Symposium on Switching Arc Phenomena, Lodz, Seite 295–299.
- [27] Gelet, J.-L.: Thermal Fatigue Damage of Ultra-Fast Fuses. 7th International Conference on Electric Fuses and their Applications, Danzig, Seite 126–131.
- [28] Pfeifer, S.: Einfluss intermetallischer Phasen der Systeme Al-Cu und Al-Ag auf den Widerstand stromtragender Verbindungen im Temperaturbereich von 90 °C bis 200 °C. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 2015. <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:14-qucosa-211232>.

- [29] *Etschmaier, A.; Mori, G.; Wieser, H.; Wegschneider, W.*: Wirkungsweise von Lotwerkstoffen beim M-Effekt. Mat.-wiss. u. Werkstofftech., 2002, Jg. 33, Seite 90–98.
- [30] *Aronstein, J.; Hare, T. K.*: AC and DC electromigration failure of aluminum contact junctions. IEEE Trans. Comp. Packag. Technol., 2005, Jg. 28(4), Seite 701–709.
doi:10.1109/TCAPT.2005.859676.
- [31] *Hofmann, M.; Lindmayer, M.*: Alterungsverhalten von Sicherungsschmelzleitern bei zyklischen Überstrombelastungen. 5th International Symposium on Switching Arc Phenomena, Lodz, Seite 346–351.
- [32] *Bargel, H.-J.; Schulze, G.*: Werkstoffkunde, Berlin, Heidelberg. Springer Verlag, 2008.
- [33] *Worch, H.; Pompe, W.; Schatt, W.*: Werkstoffwissenschaft. 10. Auflage, Weinheim. Wiley-VCH, 2011.
- [34] *Weißbach, W.*: Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. 17. Auflage, Wiesbaden. Vieweg+Teubner, 2010.
- [35] *Hornbogen, E.; Eggeler, G.; Werner, E.*: Werkstoffe, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2017.
- [36] *Shewmon, P.*: Diffusion in Solids, Cham, s.l. Springer International Publishing, 2016.
- [37] *Bürgel, R.; Maier, H. J.; Niendorf, T.*: Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik - Grundlagen, Werkstoffbeanspruchungen, Hochtemperaturlegierungen und -beschichtungen ; mit 66 Tabellen. 4. Auflage, Wiesbaden. Vieweg + Teubner, 2011.
- [38] *Jost, W.*: Diffusion in solids, liquids, gases, New York. Acad. Pr, 1955.
- [39] *Fidos, H.; Schreiner, H.*: Feuerverzinnung von Kupferschaltdrähten, Teil 1. Zeitschrift für Metallkunde, 1970, Jg. 61(3), Seite 225–228.
- [40] *Massalski, T. B.; Okamoto, H.*: Binary alloy phase diagrams, Ohio. ASM International, 1990.
- [41] *Takenaka, T.; Kano, S.; Kajihara, M.; Kurokawa, N.; Sakamoto, K.*: Growth behavior of compound layers in Sn/Cu/Sn diffusion couples during annealing at 433–473K. Materials Science and Engineering: A, 2005, Jg. 396(1), Seite 115–123.
doi:10.1016/j.msea.2005.01.025.
- [42] *Braunovic, M.; Myshkin, N. K.; Konchit Łs, V. V. Ł.*: Electrical contacts - Fundamentals, applications and technology, Boca Raton, Fla, London. Taylor & Francis distributor, 2007.
- [43] *Reichenecker, W. J.*: Electrical Conductivity of the Copper-Tin Electrical Conductivity of the Copper-Tin Intermetallic Compound Cu₆Sn₅ in the Temperature Range -195°C to +150°C. Tin and its Uses, 1981(130), Seite 14–16.
- [44] *Reichenecker, W. J.*: Electrical Conductivity of the Copper-Tin Electrical Conductivity of the Copper-Tin Intermetallic Compound Cu₃Sn in the Temperature Range -195°C to +150°C. WJ Research Supplements, 1980.

- [45] *Creydt, M.*: Diffusion in galvanisch aufgetragenen Schichten und Weichloten bei Temperaturen zwischen 23 und 212°C. Dissertation, ETH Zürich, Zürich, 1971.
- [46] *Lee, Y. G.; Duh, J. G.*: Phase Analysis in the Solder Joint of Sn-Cu Solder/IMCs/Cu Substrate. *Materials Characterization*, 1999, Jg. 42(2-3), Seite 143–160. doi:10.1016/S1044-5803(98)00059-X.
- [47] *Schlegel, S.*: Langzeitverhalten von Schraubenverbindungen mit Stromschienen aus Reinkupfer in der Elektroenergietechnik unter besonderer Berücksichtigung der Temperatur. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 2011. <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:14-qucosa-226290>.
- [48] *Mei, Z.; Sunwoo, A. J.; Morris, J. W.*: Analysis of low-temperature intermetallic growth in copper-tin diffusion couples. *Metallurgical Transactions A*, 1992, Jg. 23(3), Seite 857–864. doi:10.1007/BF02675563.
- [49] *Onishi, M.; Fujibuchi, H.*: Reaction-Diffusion in the Cu-Sn System. *Transactions of the Japan Institute of Metals*, 1975, Jg. 16(9), Seite 539–547. doi:10.2320/matertrans1960.16.539.
- [50] *Tu, K. N.; Thompson, R. D.*: Kinetics of interfacial reaction in bimetallic Cu-Sn thin films. *Acta Metallurgica*, 1982, Jg. 30(5), Seite 947–952. doi:10.1016/0001-6160(82)90201-2.
- [51] *Shang, P. J.; Liu, Z. Q.; Li, D. X.; Shang, J. K.*: TEM Observations of the Growth of Intermetallic Compounds at the SnBi/Cu Interface. *Journal of Electronic Materials*, 2009, Jg. 38(12), Seite 2579. doi:10.1007/s11664-009-0894-0.
- [52] *Yang, Y.; Li, Y.; Lu, H.; Yu, C.; Chen, J.*: Interdiffusion at the interface between Sn-based solders and Cu substrate. *Microelectronics Reliability*, 2013, Jg. 53(2), Seite 327–333. doi:10.1016/j.microrel.2012.08.013.
- [53] *Zakraysek, L.*: Intermetallic growth in tin-rich solders. *Welding J.: Welding Res. Suppl*, 1972, Jg. 51.
- [54] *Vianco, P. T.; Erickson, K. L.; Hopkins, P. L.*: Solid State Intermetallic Compound Growth Between Copper and High Temperature, Tin-Rich Solders - Part 1: Experimental Analysis. *Journal of Electronic Materials*, 1994, Jg. 23(8), Seite 721–727. doi:10.1007/BF02651365.
- [55] *Jones, D. R. H.; Ashby, M. F.*: Ingenieurwerkstoffe - Einf. in ihre Eigenschaften u. Anwendungen, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo. Springer, 1986.
- [56] *Uhlig, H. H.; Revie, R. W.*: Corrosion and corrosion control - an introduction to corrosion science and engineering, Hoboken, NJ. Wiley, 2008.
- [57] *Holm, R.*: Electrical Contacts: Theory and Application. 4. Auflage, Berlin, Heidelberg, New York. Springer Verlag, 1967.
- [58] *Gmelin, L.*: Gmelin-Handbuch der anorganischen Chemie. Kupfer System-Nummer 60. Elektrische Eigenschaften der Kupferoxide, Weinheim. Verlag Chemie, 1963.

- [59] *Fischmeister, H.; Rönquist, A.*: The Oxidation of Copper: A Review of Published Data. Journal of the Institute of Metals, 1960-61, Jg. 89, Seite 65–76.
- [60] *Hauffe, K.*: Zur Theorie der Oxydation von Metallen und Metall-Legierungen. Materials and Corrosion, 1951, Jg. 2(4), Seite 131–139. doi:10.1002/maco.19510020404.
- [61] *Vernon, W. H. J.*: First (experimental) report to the Atmospheric Corrosion Research Committee (of the British Non-Ferrous Metals Research Association). Transactions of the Faraday Society, 1924(19), Seite 839–900. doi:10.1039/tf9241900839.
- [62] *Vernon, W. H. J.*: Second experimental report to the Atmospheric Corrosion Research Committee (British Non-Ferrous Metals Research Association). Transactions of the Faraday Society, 1927(23), Seite 113–183. doi:10.1039/tf9272300113.
- [63] *Binnewies, M.; Finze, M.; Jäckel, M.; Schmidt, Peer; Willner, Helge; Rayner-Canham, Geoff.*: Allgemeine und Anorganische Chemie, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [64] *Boggs, W. E.; Kachik, R. H.; Pellissier, G. E.*: The Oxidation of Tin - Part 1: The Kinetics of Oxidation of Pure Tin and the Effects of Temperature and Oxygen Pressure. Journal of the Electrochemical Society, 1961, Jg. 108(1), Seite 6–12. doi:10.1149/1.2428013.
- [65] *Kenworthy, L.*: The atmospheric corrosion and tarnishing of tin. Transactions of the Faraday Society, 1935, Jg. 31, Seite 1331. doi:10.1039/tf9353101331.
- [66] *Gmelin, L.*: Gmelin-Handbuch der anorganischen Chemie. Zinn System-Nummer 46. T. C1, Verbindungen mit Wasserstoff, Sauerstoff, Stickstoff und Halogenen, Weinheim. Verlag Chemie, 1972.
- [67] *Leja, E.; Korecki, J.; Krop, K.; Toll, K.*: Phase Composition of SnOx Thin Films Obtained by Reactive DC Sputtering. J. Phys. Colloques, 1979, Jg. 40(C2), Seite C2-408-C2-408. doi:10.1051/jphyscol:19792142.
- [68] *Boggs, W. E.; Trozzo, P. S.; Pellissier, G. E.*: The Oxidation of Tin - Part 2: The Morphology and Mode of Growth of Oxide Films on Pure Tin. Journal of the Electrochemical Society, 1961, Jg. 108(1), Seite 13–24. doi:10.1149/1.2428003.
- [69] *Boggs, W. E.*: The Oxidation of Tin - Part 3: The Mechanisms of Oxidation of Pure Tin and Their Dependence on Time and Oxygen Pressure. Journal of the Electrochemical Society, 1961, Jg. 108(2), Seite 124–129. doi:10.1149/1.2428026.
- [70] *Boggs, W. E.; Kachik, R. H.; Pellissier, G. E.*: The Effect of Alloying Elements on the Oxidation of Tin. Journal of the Electrochemical Society, 1963, Jg. 110(1), Seite 4–11. doi:10.1149/1.2425670.
- [71] *Kolbe, M.; Hellwig, W.*: Spanlose Fertigung Stanzen - Präzisionsstanzteile, Hochleistungswerkzeuge, Hochgeschwindigkeitspressen. 11. Auflage, Wiesbaden. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.

- [72] *Bergmann, W.*: Werkstofftechnik 1 - Teil 1: Grundlagen, München. Carl Hanser Verlag, 2008.
- [73] *Armin Hain GmbH & Co. KG*: Technisches Datenblatt Weichlot 703 - EN ISO 9453.
<https://www.armin-hain.de/web/weichlote/bleifrei/Technisches-Datenblatt-Weichlot-AH-221-Edelstahl-V2A-Stahl-Kupfer-Messing-Gusseisen-Bronze-703-Sn96Ag4-L-SnAg4-Armin-Hain-Loettechnik.pdf> (08. August 2018).
- [74] *Bernhard, F.*: Handbuch der Technischen Temperaturmessung. 2. Auflage, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2014.
- [75] *Kühnel, C.; Schlegel, S.; Schüppenhauer, A.; Haas, H. U.; Bessei, H.; Seefeld, V.*: Erkenntnisse zur Einbaulage von Sicherungen belegt. Elektropraktiker, 2018, Jg. 72(10), Seite 848–851.
- [76] *Bidwell, L. R.*: Thermal Aging of Silver-Plated Copper Aircraft Electrical Wire - (Nr. AFML-TR-73-113). Air force Materials Laboratory, 1973.
- [77] *Lienig, J.; Brümmer, H.*: Elektronische Gerätetechnik, Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2014.
- [78] *TU Dresden; FEM*: Zuverlässigkeit und Sicherheit von Betriebsmitteln in Niederspannungsverteilstationen für die Anwendung im Bereich der Windkraft- und Photovoltaikanlagen. AiF-Projekt, Laufzeit: 01.06.2017 - 31.05.2019, IGF Vorhaben-Nr. 17 EW.
- [79] *Ovland, S.; Kulsertas, J.; Förster, H.; Rondeel, W.*: Metallurgical Deterioration of Copper Fuse Elements in High Voltage Fuses. 2nd International Conference on Electric Fuses and their Applications, Trondheim, Seite 270–279.

9.1 Normen

- [N1] *DIN EN 60269-1:2015*: Niederspannungssicherungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen.
- [N2] *DIN EN 61439-1:2012*: Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen - Teil 1: Allgemeine Festlegungen.
- [N3] *DIN EN 60947-1:2015*: Niederspannungsschaltgeräte - Teil 1: Allgemeine Festlegungen.
- [N4] *DIN CLC/TR 60269-5:2012*: Niederspannungssicherungen - Teil 5: Leitfaden für die Anwendung von Niederspannungssicherungen.
- [N5] *DIN VDE 0636-2:2014*: Niederspannungssicherungen - Teil 2: Zusätzliche Anforderungen an Sicherungen zum Gebrauch durch Elektrofachkräfte bzw. elektrotechnisch unterwiesene Personen (Sicherungen überwiegend für den industriellen Gebrauch) - Beispiele für genormte Sicherungssysteme A bis K.
- [N6] *DIN EN ISO 9453:2014*: Weichlote - Chemische Zusammensetzung und Lieferformen.
- [N7] *DIN EN 60947-3:2017*: Niederspannungsschaltgeräte - Teil 3: Lastschalter, Trennschalter, Lasttrennschalter und Schalter-Sicherungs-Einheiten.

- [N8] *DIN 1707-100:2017*: Weichlote – Chemische Zusammensetzung und Lieferformen als Ergänzung zur DIN EN ISO 9453:2014-12.

10 Bildverzeichnis

Bild 1:	Allgemeiner Aufbau einer Sicherung am Beispiel eines offenen Sicherungsunterteils.....	3
Bild 2:	Grundlegender schematischer Aufbau eines NH-Sicherungseinsatzes.....	4
Bild 3:	Grundsätzliche Wirkung der Engstellen des Schmelzleiters abhängig von der Höhe des Überstromes: Kurzschlussabschaltung (li.), Überlastabschaltung (re.) (Strombereiche nach [5])	7
Bild 4:	Schematische Darstellung des Abschaltvorgangs abhängig von der Höhe des Überstromes: strombegrenzende Kurzschlussabschaltung (li.), Überlastabschaltung (re.)	7
Bild 5:	Übersicht der verschiedenen Randbedingungen zum Ermitteln der Grenztemperatur des Schmelzleiters für den Dauerbetrieb.....	11
Bild 6:	Diffusionsmechanismen (links) [32, 33] und Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten in der Arrheniusdarstellung bei gleichzeitiger Korngrenzen- und Volumendiffusion (rechts) [37].....	20
Bild 7:	Phasendiagramm des Systems Cu-Sn, intermetallische Phasen (IMP) markiert [40] .	22
Bild 8:	Schematische Darstellung des Wachstums der IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lotdepot.....	22
Bild 9:	Definition des Widerstands R_E für den Bereich der Engstelle mit Lotdepot.....	29
Bild 10:	Berechnete Verteilung der Stromdichte entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots am Beispiel des Schmelzleiters Typ D; a) gesamter Schmelzleiter, b) Längsschnitt durch Lotdepot	30
Bild 11:	Prinzipdarstellung der Widerstandsmessung (links); Probenhalterung der Schmelzleiter mit Messkopf für Stromeinspeisung und Spannungsmessung (rechts).....	31
Bild 12:	Befestigen des Thermoelements mit Hochtemperaturklebstoff zum Messen der Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot; vor (li.) und nach der Montage (re.).....	33
Bild 13:	Versuchsaufbau zum Verifizieren der Temperaturmessung mit Thermoelementen im Bereich der Engstelle mit Lotdepot.....	34
Bild 14:	Vergleich der mit der Wärmebildkamera und aufgeklebtem Thermoelement gemessenen Temperatur im Bereich der Engstelle mit Lotdepot für den blanken Schmelzleiter Typ A.....	35
Bild 15:	Probenhalterung für Langzeitversuche im Wärmeschrank am Beispiel des Schmelzleiters Typ B (links: Übersicht; rechts: mit abnehmbarem Messkopf)	37
Bild 16:	Versuchsaufbau für die Langzeitversuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre am Beispiel des Schmelzleiters Typ A	38
Bild 17:	Versuchsaufbau der Langzeitversuche bei Strombelastung in Inertgasatmosphäre in einer Glovebox.....	39
Bild 18:	Widerstand R_E der Engstelle mit Lotdepot nach einer Versuchszeit von 10.000 h, abhängig von der Temperatur und bezogen auf den Widerstand $R_{E,0}$ im Ausgangszustand (Mittelwerte mit Spannweiten).....	40

Bild 19:	Schmelzleiter Typ A nach 3.000 h bei 160 °C im Wärmeschränk, Draufsicht (li.) und Schliffbild im Bereich des Lotdepots (re.).....	41
Bild 20:	Typ A – Qualitative Analyse der Elementverteilung an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach der thermischen Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	42
Bild 21:	Typ D – Qualitative Analyse der Elementverteilung an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach der thermischen Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	43
Bild 22:	Aus Messung der Schichtdicke bestimmte Wachstumsraten für die Gesamtdicke der IMP abhängig von der Temperatur in der Arrheniusdarstellung.....	46
Bild 23:	Verlauf des Widerstands R_E der Engstelle mit Lotdepot bezogen auf den Widerstand $R_{E,0}$ im Ausgangszustand bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O_2) und bei Strombelastung in natürlicher und inerter (N_2) Atmosphäre (Mittelwerte mit Spannweiten)	49
Bild 24:	Schliffbilder im Bereich der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Art der Belastung (Wärmeschränk, Strombelastung) und unterschiedlichen Atmosphären; Ergebnisse nach Abschluss der Langzeitversuche.....	50
Bild 25:	Gemessene Schichtdicke der IMP nach Abschluss der Langzeitversuche bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O_2) und bei Strombelastung in natürlicher und inerter (N_2) Atmosphäre.....	50
Bild 26:	Typ C – Schliffbilder zweier einzelner Stege im Bereich der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot nach Abschluss der Langzeitversuche bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre (Schmelzleiter Nr. 3)	52
Bild 27:	Typ C - Verlauf des bezogenen Widerstands und Übersichtsaufnahmen der Engstellen mit Lotdepot bei Strombelastung in natürlicher Atmosphäre im Vergleich zur Belastung im Wärmeschränk und in Inertgasatmosphäre	52
Bild 28:	Vereinfachtes Modell eines Sicherungseinsatzes zum Untersuchen des Erwärmungs- und Schaltverhaltens einzelner Schmelzleiter	53
Bild 29:	Übersichtsschaltbild der Versuchsanordnung	55
Bild 30:	Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	59
Bild 31:	Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O_2) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N_2) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand.....	59
Bild 32:	Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	62
Bild 33:	Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O_2) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N_2) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand.....	62
Bild 34:	Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	65
Bild 35:	Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	

	(O ₂) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N ₂) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand.....	65
Bild 36:	Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	67
Bild 37:	Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme nach Beanspruchung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre (O ₂) und nach Strombelastung in natürlicher und inerter (N ₂) Atmosphäre im Vergleich zum Neuzustand.....	67
Bild 38:	Versuchsaufbau für Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen (links); schematische Darstellung der Temperaturmesspunkte und Potentialabgriffe zum Messen des Durchgangswiderstands	69
Bild 39:	Versuchsstand nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] zum Untersuchen des Erwärmungs- und Schaltverhaltens von NH-Sicherungseinsätzen.....	70
Bild 40:	Durchgangswiderstände R_D der Sicherungseinsätze abhängig von der Temperatur des Schmelzleiters und der Zeit.....	71
Bild 41:	Theoretischer Einfluss einer Änderung des Widerstands im Bereich der Engstelle mit Lotdepot auf den Widerstand des Schmelzleiters und den Durchgangswiderstand des Sicherungseinsatzes	73
Bild 42:	Sicherungseinsätze Typ A - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	75
Bild 43:	Sicherungseinsätze Typ B - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	75
Bild 44:	Sicherungseinsätze Typ C - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	76
Bild 45:	Sicherungseinsätze Typ D - Stationäres Erwärmungsverhalten und Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	76
Bild 46:	Schmelzzeit t_s der gealterten Schmelzleiter bezogen auf die Schmelzzeit $t_{s,0}$ im Ausgangszustand bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom und abhängig von der Dicke der IMP sowie der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	79
Bild 47:	Einfluss des Widerstands R_E der Engstelle mit Lotdepot (links) auf die Zeit t_{s1} zum Erreichen der Solidustemperatur des Lotes (links) und Einfluss der Dicke x_Σ der IMP auf die Zeit t_{s2} bis zum Auflösen des Schmelzleiters (rechts) bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom und abhängig von der Höhe der thermischen Vorbeanspruchung	79
Bild 48:	Übersicht der experimentellen Ergebnisse zum Langzeitverhalten und zur Grenztemperatur der untersuchten Schmelzleiter und Sicherungseinsätze bei dauerhaft hoher thermischer Beanspruchung im Normalbetrieb	81
Bild 49:	Gliederung des Sicherungseinsatzes in n-Abschnitte entsprechend der Verteilung der Engstellen entlang des Schmelzleiters (links), Ausschnitt des resultierenden Wärmenetzes der Wärmeübertragung im Bereich der Schmelzleiter (rechts)	85

Bild 50:	Eigenständiges Netzwerkelement eines Sicherungseinsatzes mit Erläuterung der einzelnen Schnittstellen am Beispiel des Sicherungseinsatzes Typ D	86
Bild 51:	Wärmenetz für die Einbausituation frei in Luft, Versuchsstand nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] (Bild des Versuchsstands: Bild 39)	87
Bild 52:	Vergleich der berechneten und der gemessenen (Kapitel 5.4.2) Temperaturverteilung der Sicherungseinsätze in der Einbausituation frei in Luft nach DIN EN 60269-1:2015 bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom.....	88
Bild 53:	Ausschnitt des Wärmenetzes für die Einbausituation der Sicherungseinsätze in einer NH-Sicherungslastschaltleiste (Darstellung am Beispiel des Schalterpols L2)...	91
Bild 54:	Versuchsstand zum Untersuchen des Erwärmungsverhaltens der Sicherungseinsätze bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank	93
Bild 55:	Vergleich der berechneten und gemessenen Temperaturen entlang der Strombahn bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank (Bezeichnung der Messpunkte siehe auch Bild 54 und Tabelle 17)	94
Bild 56:	Vorgänge des Transports von Wärmeleistung vom Sicherungseinsatz an die Umgebung und relevante Einflussgrößen auf die Wärmeübertragung im Betrieb	96
Bild 57:	Einfluss einer unsymmetrischen thermischen Beanspruchung der Sicherungsmesser eines Sicherungseinsatzes bei Betrieb in der NH-Sicherungslastschaltleiste auf die berechnete Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser (dargestellt sind die Berechnungsergebnisse von Sicherungseinsatz Typ D in Schalterpol L1)	98
Bild 58:	Temperaturprofil entlang des Sicherungseinsatzes (links), Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser sowie vom Sicherungseinsatz abgegebene Wärmeleistung P (rechts), abhängig von der Erwärmung θ_A der Anschlüsse der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)	99
Bild 59:	Ausgewählte Temperaturdifferenzen θ und thermische Widerstände R_{th} zum Beschreiben der Wärmeübertragungsvorgänge vom Sicherungseinsatz an die Umgebung, abhängig von der Erwärmung θ_A der Anschlüsse der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)	99
Bild 60:	Temperaturprofil entlang des Sicherungseinsatzes (links), Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser sowie vom Sicherungseinsatz abgegebene Wärmeleistung P (rechts), abhängig von der Umgebungstemperatur ϑ_0 der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)	101
Bild 61:	Ausgewählte Temperaturdifferenzen θ und thermische Widerstände R_{th} zum Beschreiben der Wärmeübertragungsvorgänge vom Sicherungseinsatz an die Umgebung, abhängig von der Umgebungstemperatur ϑ_0 der Sicherung (Ergebnisse für Sicherungseinsatz Typ D frei in Luft)	101
Bild 62:	Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{SE}$ der Sicherungseinsätze frei in Luft bei Belastung mit Bemessungsstrom, Approximation nach Gleichung (37), Berechnung mit Wärmenetzmodell frei in Luft und Messwerte der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 6.2.2, 6.2.3)	103
Bild 63:	Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ der untersuchten Sicherungseinsätze frei in Luft bei konstanter Umgebungstemperatur und abhängig vom Belastungsstrom,	

	berechnet mit dem Wärmenetzmodell frei in Luft und approximiert nach Gleichung (38).....	104
Bild 64:	Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser für den Sicherungseinsatz in Schalterpol L1 der Sicherungslastschaltleiste, Vergleich der nach Gleichung (40) und (41) berechneten Temperaturdifferenz mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 6.2.3)	106
Bild 65:	Bestimmen der maximal zulässigen Belastung der untersuchten Sicherungseinsätze für unterschiedliche Einbausituationen, basierend auf der Grenztemperatur des Sicherungsmessers nach Gleichung (42)	109
Bild 66:	Typ A - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots	129
Bild 67:	Typ B - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots	129
Bild 68:	Typ C - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots	129
Bild 69:	Typ A - Stromdichteverteilung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei einer ungleichmäßigen Alterung der Engstellen	130
Bild 70:	Einfluss der ungleichmäßigen Stromaufteilung der Engstellen auf die Widerstandsmessung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot	130
Bild 71:	Typ A - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters	131
Bild 72:	Typ B - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters	131
Bild 73:	Typ C - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters	132
Bild 74:	Typ D - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters	132
Bild 75:	Typ A - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk	133
Bild 76:	Typ B - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk	134
Bild 77:	Typ C - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk	135
Bild 78:	Typ D - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk	136
Bild 79:	Prinzipdarstellung zum Messen der Dicke der IMP	138
Bild 80:	Typ A - Gemessene Gesamtdicke der IMP abhängig von der Zeit und ermittelter Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung	140
Bild 81:	Typ B - Gemessene Dicke der η -Phase, der ε -Phase und der Summe der IMP abhängig von der Temperatur und der Zeit sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung.....	140
Bild 82:	Typ C - Gemessene Dicke der η -Phase, der ε -Phase und der Summe der IMP abhängig von der Temperatur und der Zeit sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung.....	141
Bild 83:	Typ D - Gemessene Gesamtdicke der IMP abhängig von der Zeit und der Temperatur sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung	141

Bild 84:	Schematischer Aufbau der Langzeitversuche mit Bezeichnung der Prüflinge und Temperaturmessstellen.....	143
Bild 85:	Typ A und Typ B – Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Temperaturen der Schmelzleiter.....	143
Bild 86:	Typ C und Typ D – Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Temperaturen der Schmelzleiter.....	144
Bild 87:	Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Belastungsströme der Sicherungseinsätze und der Umgebungstemperatur	144
Bild 88:	Zeit/Strom-Verhalten der untersuchten NH-Sicherungseinsätze im Neuzustand und im gealterten Zustand bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom (gemessene Schmelzzeit t_s bezogen auf die vom Hersteller angegebene mittlere Schmelzzeit $t_{s,lf}$ bei Prüfung mit I_f).....	145
Bild 89:	Teilwärmenetz der radialen Übertragung von Wärmeleistung durch den Quarzsand und das Keramikgehäuse zur rechten und linken Gehäuseoberfläche des Sicherungseinsatzes am Beispiel von Typ D.....	146
Bild 90:	Teilwärmenetz der radialen Übertragung von Wärmeleistung durch den Quarzsand und das Keramikgehäuse zur vorderen und hinteren Gehäuseoberfläche des Sicherungseinsatzes am Beispiel von Typ D	147
Bild 91:	Teilwärmenetz der axialen Übertragung der Wärmeleistung entlang des Sicherungsmessers und an die Oberfläche der Abdeckplatten des Sicherungseinsatzes am Beispiel von Typ D.....	148
Bild 92:	Aufbau der untersuchten NH-Sicherungslastschaltleiste	149
Bild 93:	Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ der Luft in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes für die untersuchten Sicherungseinsätze in der Einbausituation Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank und unterschiedlichen Betriebsbedingungen, berechnet mit dem Wärmenetzmodell nach Kapitel 6.2.3	151

11 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Ausschaltbereiche und Betriebsklassen von NH-Sicherungseinsätzen [N1]	4
Tabelle 2:	Übersicht der Anforderungen bei der Prüfung des Erwärmungsverhaltens gemäß verschiedener Normen zur Anwendung auf NH-Sicherungseinsätze [N1–N3]	10
Tabelle 3:	Übersicht potentieller Alterungsmechanismen von Schmelzleitern [8–10, 22–29][8–10, 22–29]	18
Tabelle 4:	Ausgewählte Eigenschaften der Metalle Kupfer und Zinn sowie ihrer intermetallischen Phasen	22
Tabelle 5:	Bemessungs- und Kenngrößen der untersuchten NH-Sicherungseinsätze	26
Tabelle 6:	Übersicht der untersuchten Schmelzleiter mit wichtigen Werkstoffeigenschaften [13, 40, N6, N8]	27
Tabelle 7:	Berechneter Widerstand R_{SL} der Schmelzleiter im Ausgangszustand, bestehend aus Materialwiderstand R_M und dem Widerstand R_E im Bereich der Engstelle mit Lotdepot; im Vergleich dazu der Widerstand $R_{E,SL}$ im Bereich der Engstelle ohne Berücksichtigung des Lotes	32
Tabelle 8:	Versuchsplan zum Untersuchen des Langzeitverhaltens der Schmelzleiter bei unterschiedlicher thermischer Beanspruchung (Versuche bei Strombelastung sowohl in natürlicher und inerter Atmosphäre)	36
Tabelle 9	Typ A – IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	44
Tabelle 10	Typ B – IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	44
Tabelle 11	Typ C – IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	45
Tabelle 12	Typ D – IMP an der Grenzfläche Schmelzleiter/Lot abhängig von der Zeit, und der Temperatur bei Belastung im Wärmeschränk in natürlicher Atmosphäre	45
Tabelle 13:	Übersicht der durchgeführten Prüfungen zum Erwärmungs- und Schaltverhalten der gealterten Schmelzleiter und den relevanten Bewertungskriterien	56
Tabelle 14:	Versuchsplan der Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen	68
Tabelle 15:	Analogiebeziehungen zwischen elektrischem und thermischem Strömungsfeld [16, 77]	83
Tabelle 16:	Vergleich der gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen der Sicherungseinsätze in der Einbausituation frei in Luft nach DIN EN 60269-1:2015 bei stationärer Belastung mit Bemessungsstrom	89
Tabelle 17:	Vergleich der gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen bei Betrieb in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank bei stationärer Belastung	95
Tabelle 18:	Randbedingungen zum Bestimmen der spezifischen Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta_{SE}$ nach Gleichung (41) für die untersuchten Einbausituationen frei in Luft nach Norm (Kapitel 6.2.1) und in der Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank (Kapitel 6.2.2)	107

Tabelle 19: Übersichtsaufnahmen der gealterten Engstellen mit Lotdepot nach Abschluss der Langzeitversuche im Wärmeschrank bei ausgewählten Temperaturen	137
Tabelle 20: Aus Arrheniusdarstellung bestimmte Parameter zum Berechnen der Wachstumsrate der Gesamtdicke der IMP	139
Tabelle 21: Vergleich der thermischen Beanspruchung zwischen Normprüfung und Sicherungsmodell zum Bestimmen des Bemessungsstroms $I_{r,M}$	142
Tabelle 22: Übersicht aller gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen bei Betrieb der Sicherungseinsätze in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank bei stationärer Belastung	150

Anhang

Anhang A1: Berechnete Verteilung der Stromdichte des Schmelzleiters und des Lotdepots

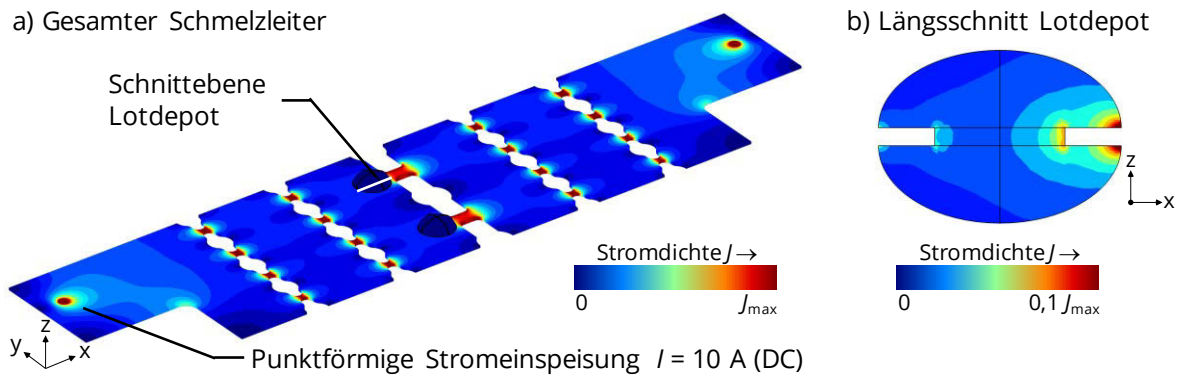


Bild 66: Typ A - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots

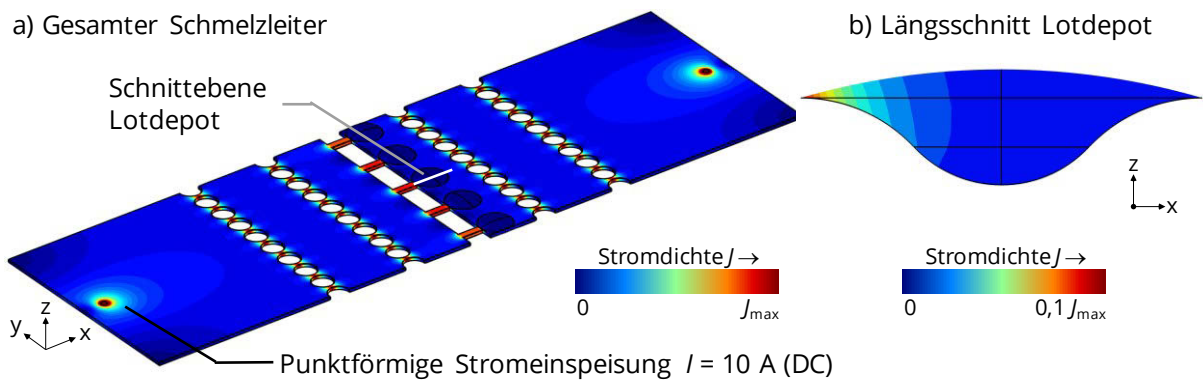


Bild 67: Typ B - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots

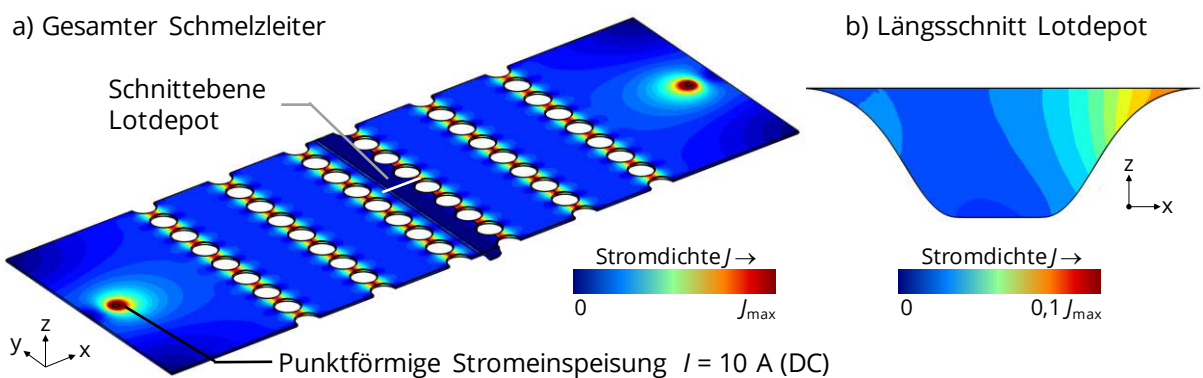


Bild 68: Typ C - Stromdichteverteilung entlang des Schmelzleiters und innerhalb des Lotdepots

Anhang A2: Einfluss einer ungleichmäßigen Alterung der Engstelle mit Lotdepot auf die Stromdichteverteilung und Widerstandsmessung

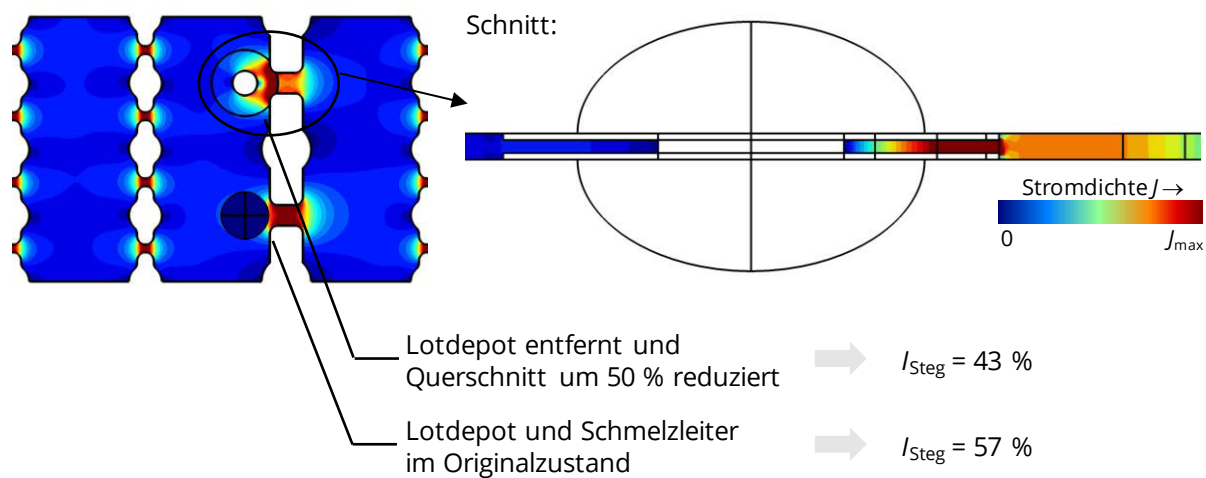


Bild 69: Typ A – Stromdichteverteilung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei einer ungleichmäßigen Alterung der Engstellen

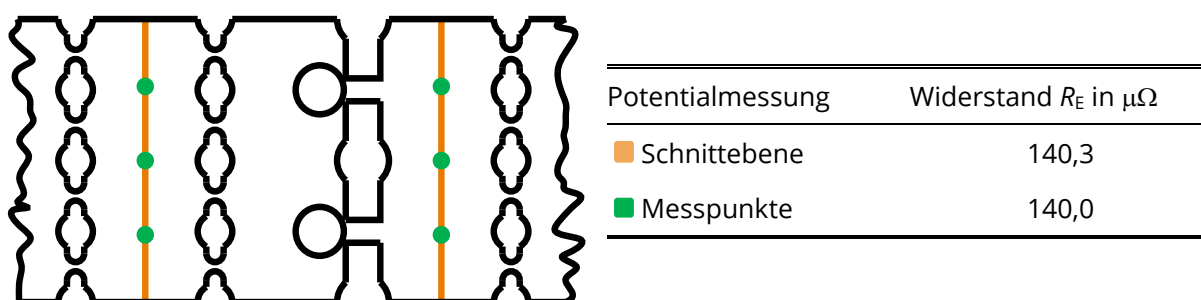


Bild 70: Einfluss der ungleichmäßigen Stromaufteilung der Engstellen auf die Widerstandsmessung im Bereich der Engstelle mit Lotdepot

Anhang A3: Mit der Wärmebildkamera gemessene Temperaturverteilung der lackierten Oberfläche der Schmelzleiter

Auf der Oberfläche der lackierten Schmelzleiter wurden teils sehr große Temperaturdifferenzen bestimmt. Diese traten besonders im Bereich des Lotdepots und an einigen sehr schmalen Engstellen auf (Bild 72, Bild 73). Diese Temperaturdifferenzen sind Messfehler, die auf eine nicht plane bzw. ebene Oberflächenbeschaffenheit (Lotbereich aller Typen) sowie auf eine nicht ausreichende laterale Auflösung der Kamera zurückzuführen sind.

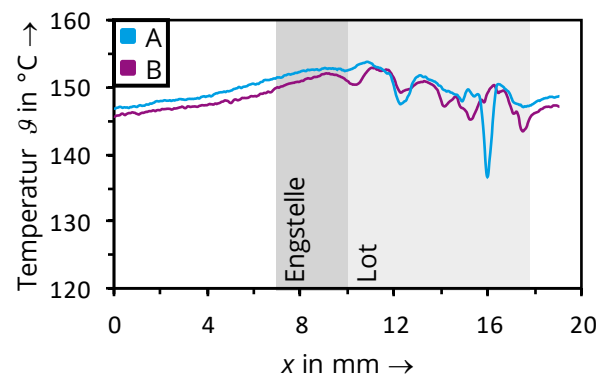
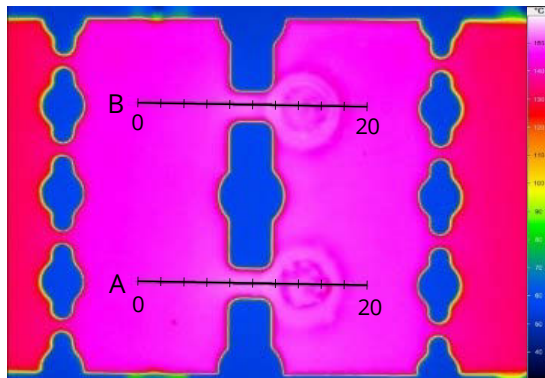


Bild 71: Typ A - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters

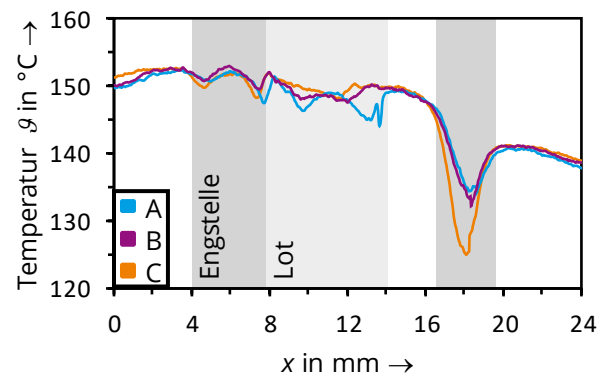
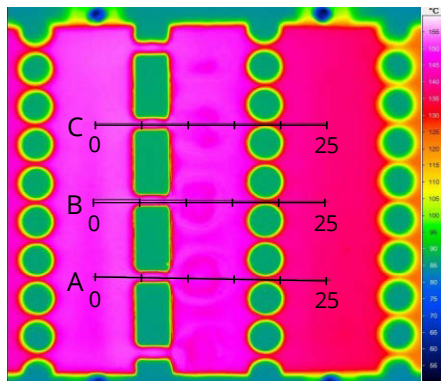


Bild 72: Typ B - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters

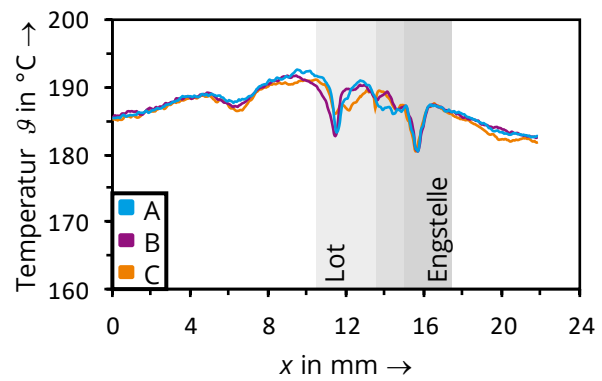
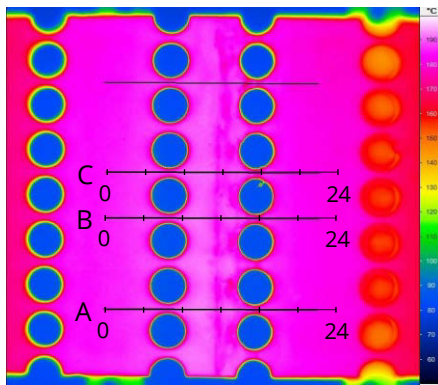


Bild 73: Typ C - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters

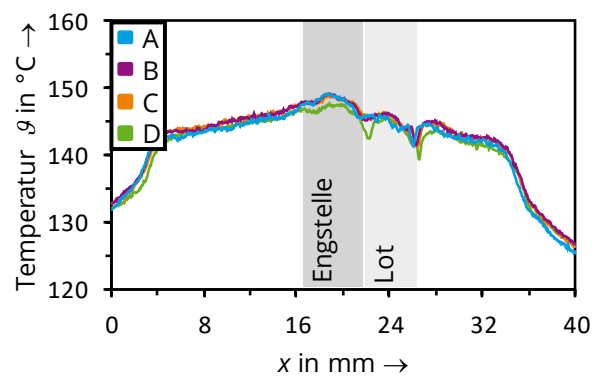
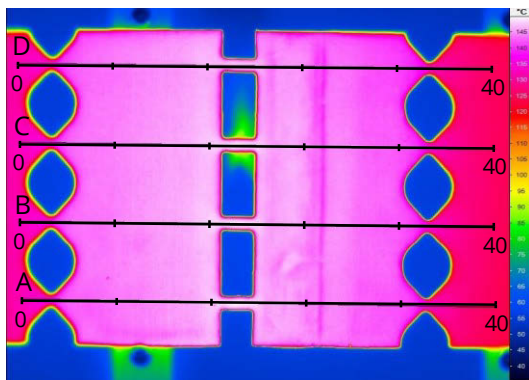


Bild 74: Typ D - gemessene Temperaturverteilung entlang des Schmelzleiters

Anhang A4: Temperaturabhängiger Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschrank für alle untersuchten Schmelzleiter

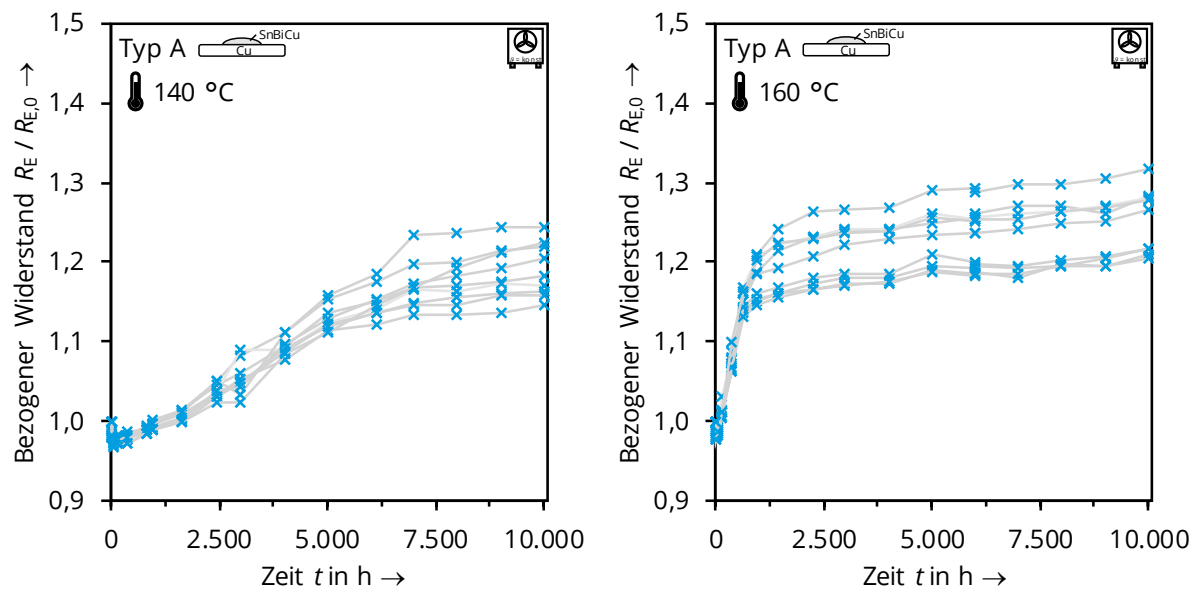


Bild 75: Typ A - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschrank

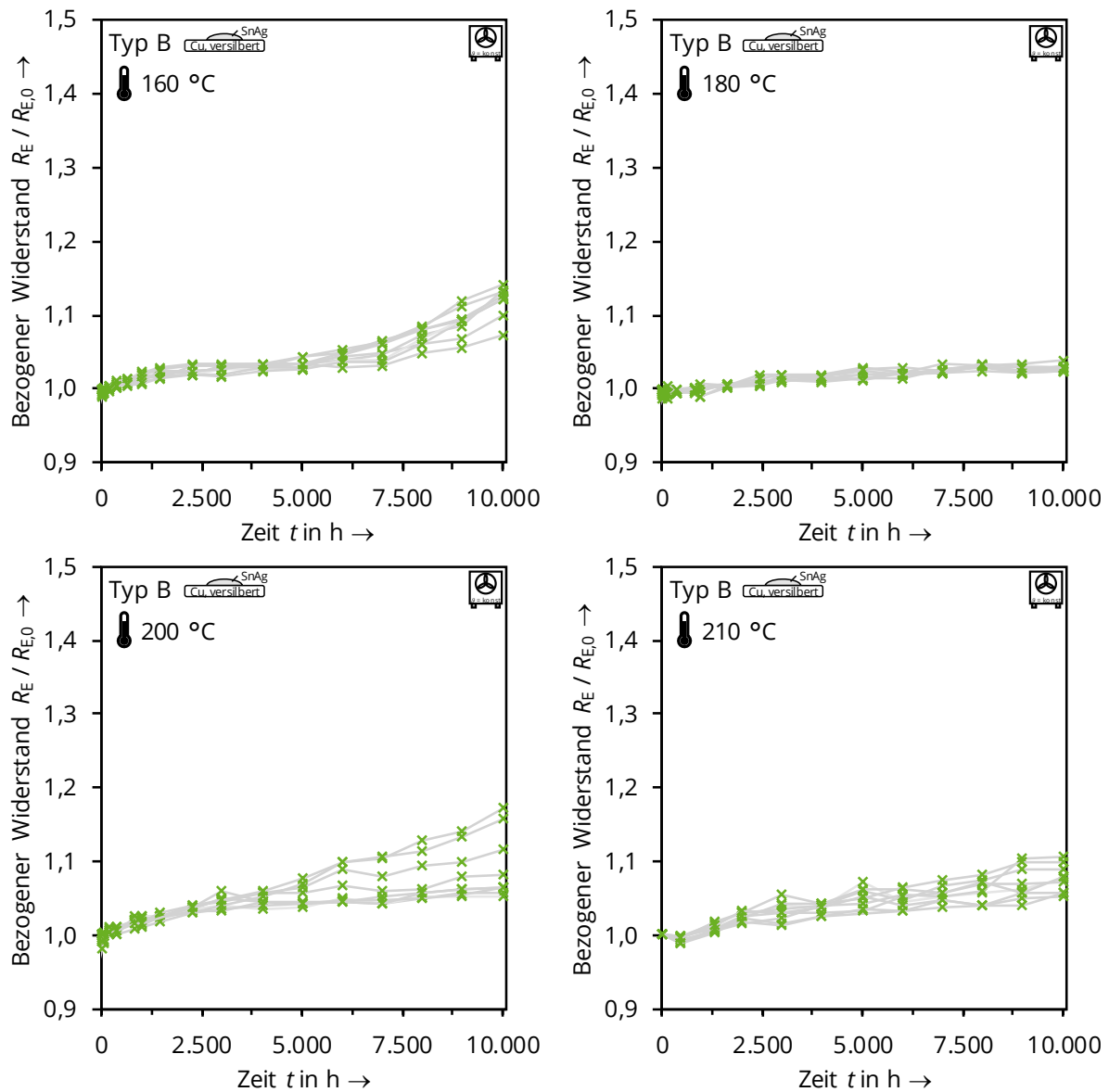


Bild 76: Typ B - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk

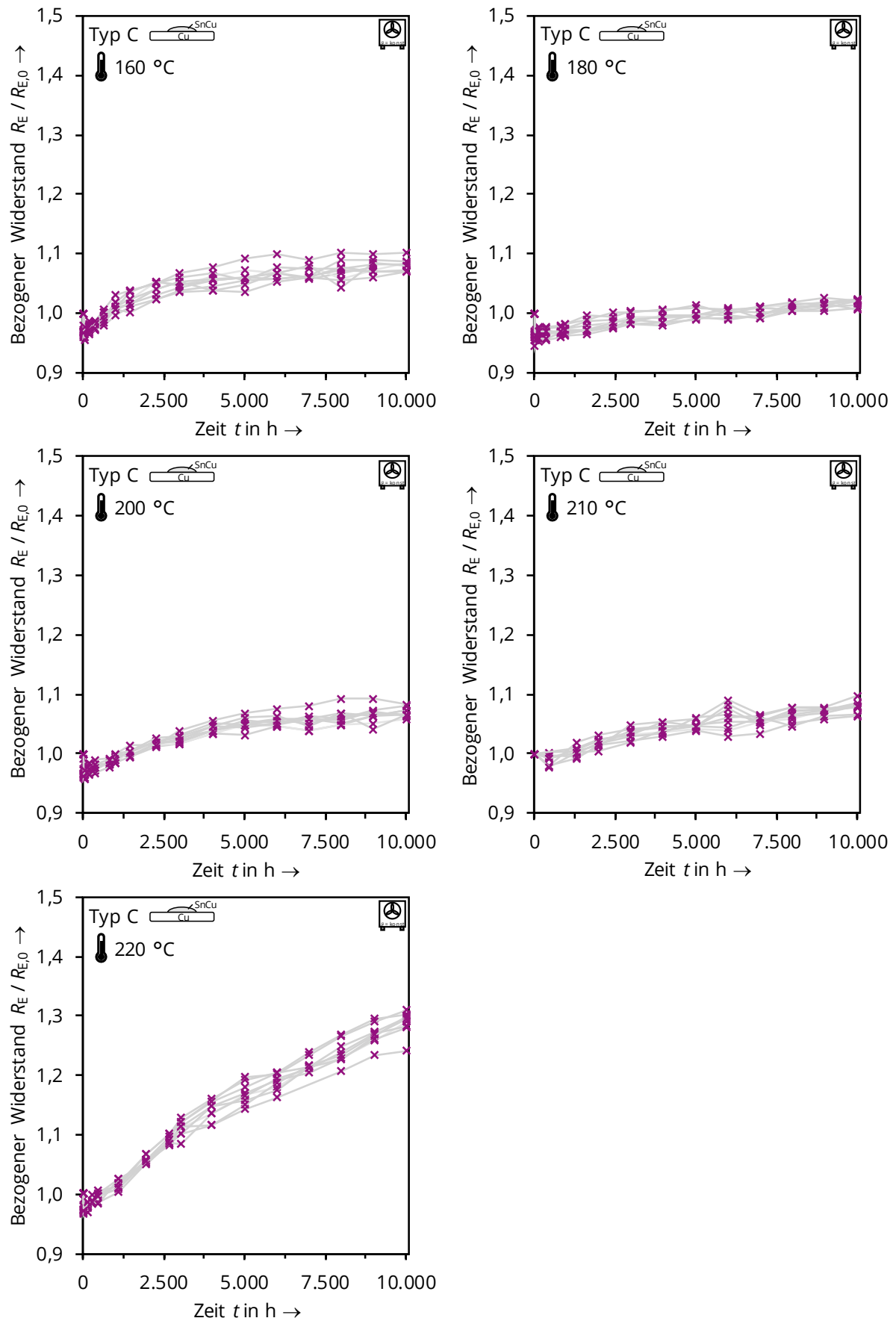


Bild 77: Typ C - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschrank

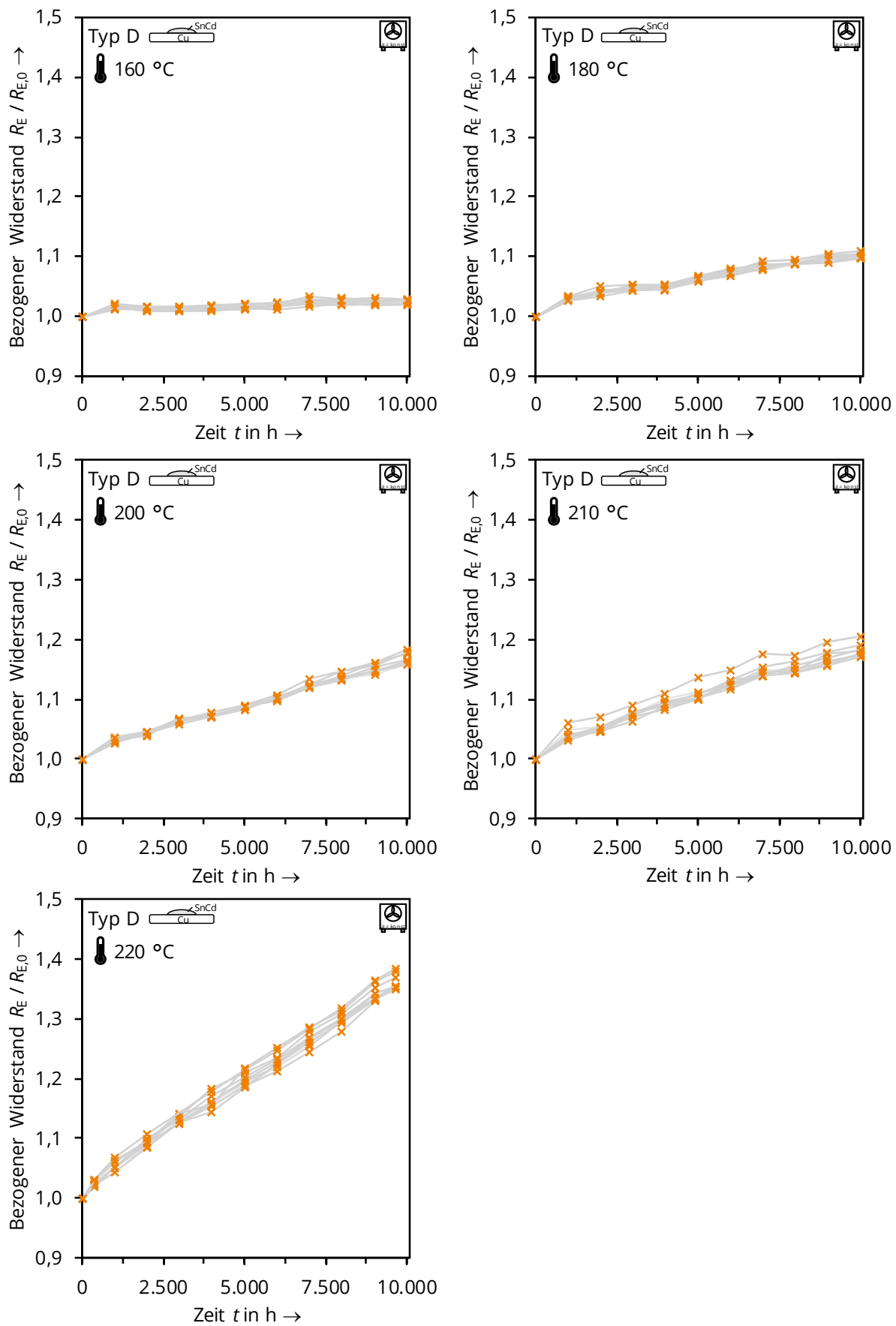
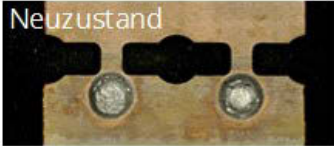




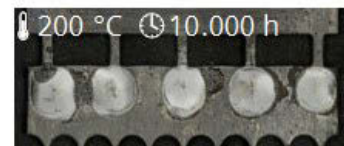
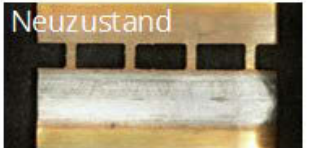

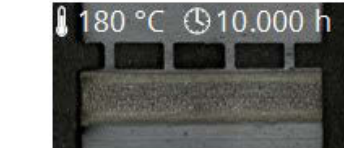

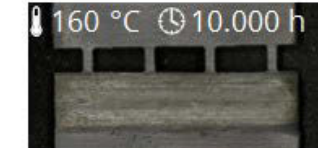
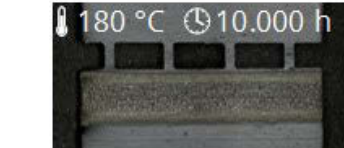


Bild 78: Typ D - Verlauf der gemessenen Widerstände im Bereich der Engstelle mit Lotdepot bei Beanspruchung im Wärmeschränk

Anhang A5: Übersichtsaufnahmen der gealterten Engstellen mit Lotdepot nach Abschluss der Langzeitversuche im Wärmeschränk bei ausgewählten Temperaturen

Tabelle 19: Übersichtsaufnahmen der gealterten Engstellen mit Lotdepot nach Abschluss der Langzeitversuche im Wärmeschränk bei ausgewählten Temperaturen

			
Typ A	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Geschlossene Schicht Kupfer(I)-oxid auf der Oberfläche der Schmelzleiter bei allen untersuchten Temperaturen ▪ Lotdepot mit geschlossener Oxidschicht bei einer Temperatur von 140 °C ▪ Lotdepot nahezu vollständig oxidiert bei einer Temperatur von 160 °C ▪ Vollständiger Verlust des Stoffschlusses zwischen Schmelzleiter und Lotdepot bei 160 °C (Relativbewegung zwischen Lot und Schmelzleiter möglich) 		
			
Typ B	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Silberbeschichtung des Schmelzleiters bereits nach etwa 1.000 h bei allen untersuchten Temperaturen vollständig von Kupfer(I)-oxid bedeckt ▪ Dünne, geschlossene Oxidschicht auf Lotdepot vorhanden, wahrscheinlich passivierend 		
			
Typ C	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Geschlossene Schicht Kupfer(I)-oxid auf der Oberfläche der Schmelzleiter bei allen untersuchten Temperaturen ▪ Dünne, geschlossene Oxidschicht des Lotdepots makroskopisch sichtbar, wahrscheinlich passivierend 		
			
Typ D	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Geschlossene Schicht Kupfer(I)-oxid auf der Oberfläche der Schmelzleiter bei allen untersuchten Temperaturen ▪ Partielles Aufschmelzen (Schmelzperlen) des Lotdepots bei 180 °C ▪ Fragmentierte Oxidschicht auf Lotdepot ausschließlich bei 180 °C ▪ Geschlossene Oxidschicht auf Lotdepot bei allen übrigen Temperaturen ▪ Oxidschicht verhindert bei Temperaturen ≥ 200 °C das Wegfließen des vollständig flüssigen Lotes 		

Anhang A6: Bestimmen des zeit- und temperaturabhängigen Wachstums der IMP zwischen Schmelzleiter und Lotdepot

Anhand der Schliffbilder wurde die Dicke der IMP abhängig von der Zeit und der Temperatur für die untersuchten Schmelzleitertypen bestimmt. An jedem Schmelzleiter wurden in drei Bereichen jeweils fünf Messungen durchgeführt (Bild 79). Zur Auswertung wurden der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt.

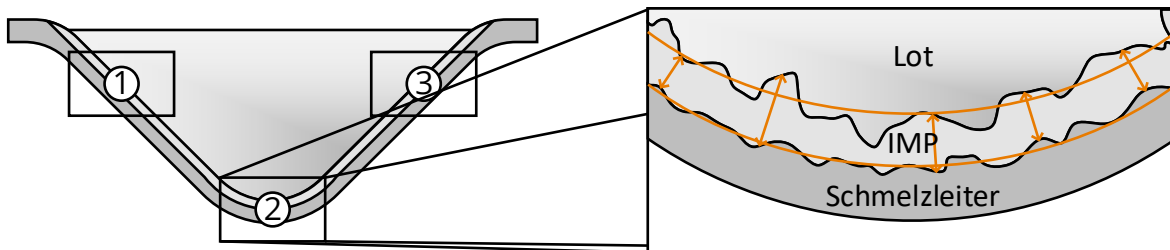


Bild 79: Prinzipdarstellung zum Messen der Dicke der IMP

Für die Typen B und C wurde die jeweilige Dicke der η -Phase und der ε -Phase im System Cu-Sn (siehe Kapitel 3.3.1) gemessen und ausgewertet. Aufgrund des Einflusses zusätzlicher Legierungselemente des Lotes auf die Interdiffusion (Kapitel 5.2.2) konnte die Dicke der einzelnen Phasen für die Schmelzleiter Typ A und Typ D nicht hinreichend genau ermittelt werden. In diesen Fällen wurde ausschließlich die Gesamtdicke x_{Σ} aller Phasen betrachtet.

Ausgehend von den Fick'schen Gesetzen (Gleichung (22), (23)) und unter der Annahme eines konzentrationsunabhängigen Phasenwachstums kann die Schichtdicke x für den eindimensionalen Fall allgemein nach Gleichung (44) berechnet werden [41].

$$x = k \cdot t^n \quad (44)$$

k ... Wachstumsparameter
 n ... Exponent

Der Wachstumsparameter k hängt über die Arrheniusbeziehung von der Temperatur ab (Gleichung (45)). Wird der Wachstumsparameter k logarithmisch über dem Reziproken der Temperatur T dargestellt (Arrheniusdarstellung), ergibt sich eine Gerade. Der Gradient der Geraden ist konstant, wenn sich der physikalische Prozess der Interdiffusion im betrachteten Temperaturbereich nicht ändert (vgl. Tabelle 10 bis Tabelle 12). In diesem Fall können aus der Arrheniusdarstellung der Vorfaktor k_0 und die zum Ablauf dieses physikalischen Mechanismus nötige Aktivierungsenergie Q bestimmt werden.

$$k = k_0 \cdot e^{-\frac{Q}{RT}} \quad (45)$$

k_0 ... Vorfaktor

Q ... Aktivierungsenergie

R ... allgemeine Gaskonstante

Mit dem Exponenten $n = 0,5$ folgt das Phasenwachstum einer quadratischen Zeitabhängigkeit und Gleichung (44) vereinfacht sich zu Gleichung (46) und der Wachstumsrate k^2 der IMP (Gleichung (47)). Diese ist auch als parabolisches Wachstumsgesetz bekannt und wurde zur Auswertung der Messwerte verwendet [28, 79].



$$x_{\text{IMP}} = \sqrt{k^2 t} \quad (46)$$

$$k^2 = k_0^2 \cdot e^{-\frac{Q_k}{RT}} \quad (47)$$

Eine parabolische Zeitabhängigkeit des Phasenwachstums kann bei Volumendiffusion beobachtet werden. Bei geringeren Temperaturen erhöht sich der Anteil der Grenzflächendiffusion und der Exponent n verringert sich [41, 49, 79]. Im untersuchten Temperaturbereich wird von einem Übergang der Grenzflächendiffusion zur Volumendiffusion ausgegangen (Kapitel 3.3.1). Die Auswertung der Messwerte zeigt, dass mit dem vereinfachten Ansatz nach Gleichung (46) das Phasenwachstum mit hinreichender Genauigkeit beschrieben werden kann (Tabelle 10 bis Tabelle 12). Die bestimmten Wachstumsparameter können dabei keinen konkreten physikalischen Prozessen zugeordnet werden. Sie dienen der Beschreibung des jeweiligen Gesamtsystems. Dies beinhaltet neben den verschiedenen IMP und den zugrundeliegenden physikalischen Prozessen auch mögliche konstruktive bzw. geometrische Einflüsse der Schmelzleiter.

Aus den gemessenen Schichtdicken der IMP konnten für die Schmelzleiter Typ B und Typ C nach Gleichung (47) die Parameter für die temperaturabhängige Wachstumsrate k^2 aus der Arrheniusdarstellung bestimmt werden (Tabelle 20).

Tabelle 20: Aus Arrheniusdarstellung bestimmte Parameter zum Berechnen der Wachstumsrate der Gesamtdicke der IMP

Typ	Schmelzleiter		Temperaturbereich	$k_{0,\Sigma}^2 / \frac{\text{cm}^2}{\text{s}}$	$Q_{k,\Sigma} / \frac{\text{kJ}}{\text{mol}}$
					
B	Cu	SnAg	160 °C – 200 °C	$2,89 \cdot 10^{-3}$	85,5
C		SnCu	160 °C – 210 °C	$4,45 \cdot 10^{-3}$	86,7

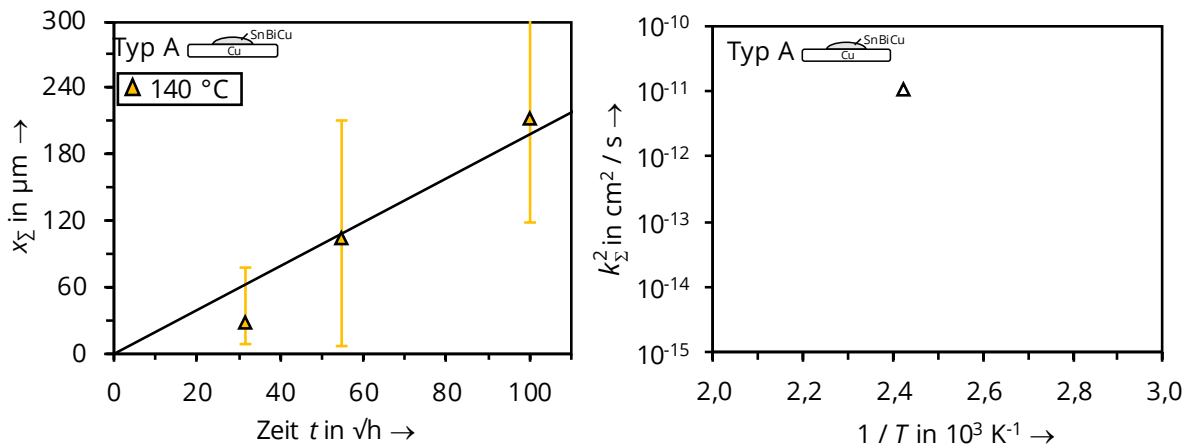


Bild 80: Typ A – Gemessene Gesamtdicke der IMP abhängig von der Zeit und ermittelten Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung

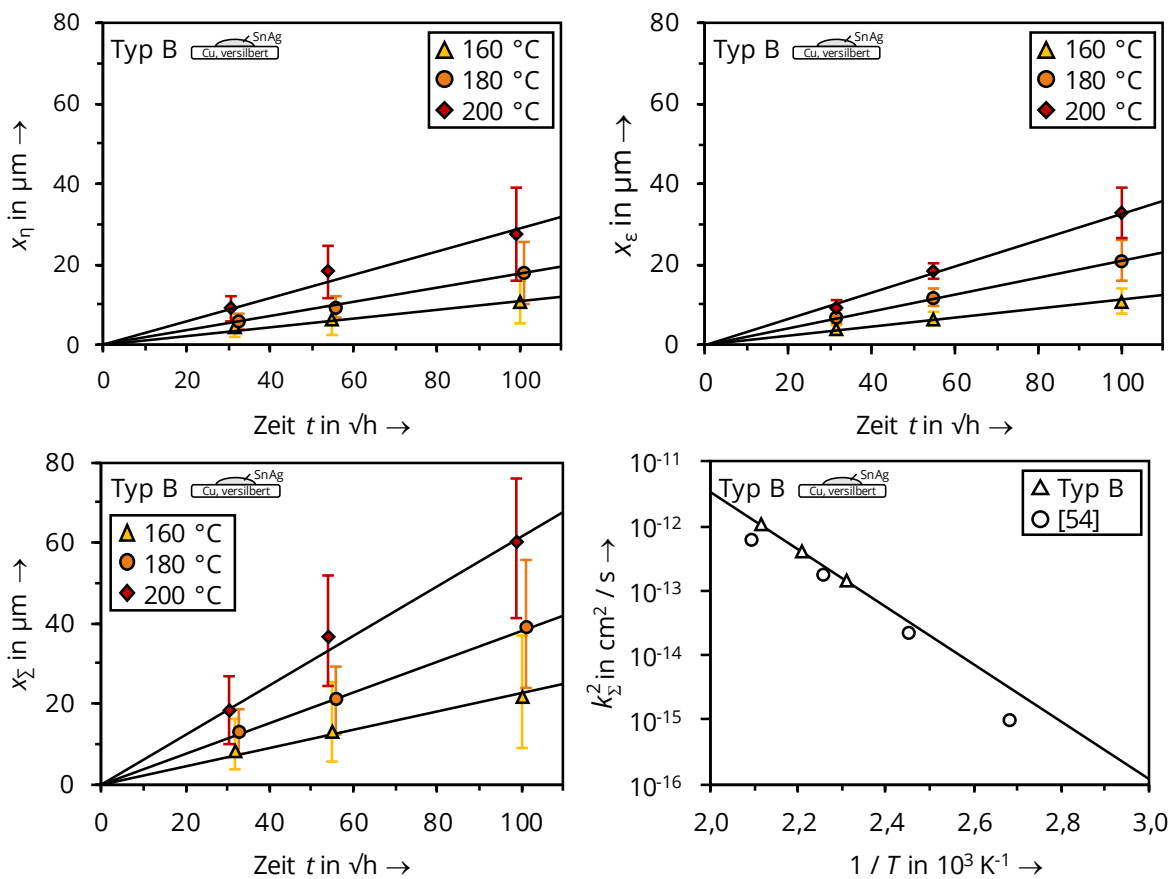


Bild 81: Typ B – Gemessene Dicke der η -Phase, der ϵ -Phase und der Summe der IMP abhängig von der Temperatur und der Zeit sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung

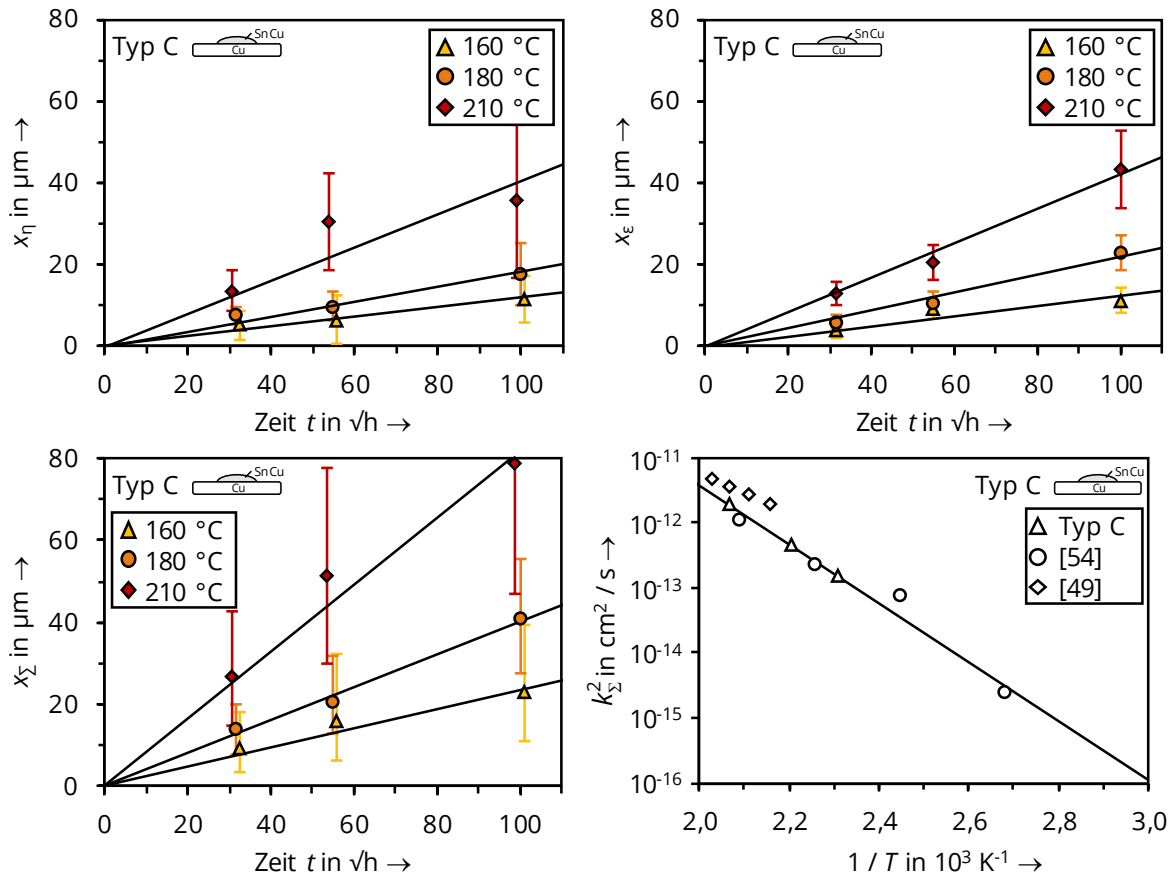


Bild 82: Typ C – Gemessene Dicke der η -Phase, der ϵ -Phase und der Summe der IMP abhängig von der Temperatur und der Zeit sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung

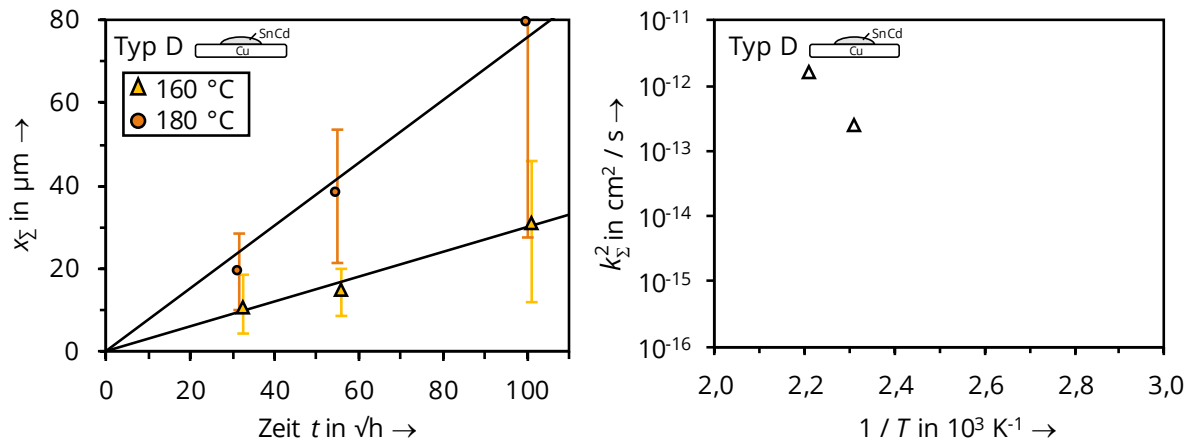


Bild 83: Typ D – Gemessene Gesamtdicke der IMP abhängig von der Zeit und der Temperatur sowie ermittelte Wachstumsraten in der Arrheniusdarstellung

Anhang A7: Bestimmen des individuellen Bemessungsstroms $I_{r,M}$ der Schmelzleiter bei Betrieb im Modell des Sicherungseinsatzes

Zum Bestimmen des individuellen Bemessungsstroms $I_{r,M}$ der Schmelzleiter wurde die thermische Beanspruchung der Schmelzleiter in der Modellumgebung mit der im originalen Sicherungseinsatz bei Belastung mit Bemessungsstrom verglichen. Als Referenz wurden die Ergebnisse der Prüfung des Erwärmungsverhaltens eines Sicherungseinsatzes im Neuzustand nach DIN EN 60269-1:2015 [N1] verwendet (vergleiche Kapitel 5.4). Der Bemessungsstrom $I_{r,M}$ des Schmelzleiters im Modelleinsatz wurde anschließend so gewählt, dass eine ähnliche thermische Beanspruchung erreicht wurde. Dabei wurde sowohl die maximale Übertemperatur θ des Schmelzleiters im Bereich der Engstelle mit Lotdepot als auch die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser berücksichtigt. In der Modellumgebung konnte dieser Temperaturgradient mit optionalen Kühlkörpern an den Zuleitungen zusätzlich beeinflusst werden (Bild 28). Dadurch wurde im Bereich der Engstelle mit Lotdepot eine zum realen Schmelzleiter ähnliche Verlustleistungsdichte und ebenso eine vergleichbare radiale und axiale Wärmeabgabe sichergestellt.

Tabelle 21: Vergleich der thermischen Beanspruchung zwischen Normprüfung und Sicherungsmodell zum Bestimmen des Bemessungsstroms $I_{r,M}$

Typ	Prüfung	Bemessungsstrom $I_r, I_{r,M}$ in A	Umgebungs- temperatur ϑ_0 in C	Übertemperatur θ in K Schmelz- leiter	Sicherungsmesser	Temperatur- differenz $\Delta\vartheta$ in K
A	Norm	250	25,6	103,6	56,7	46,9
	Modell	97	20,3	102,0	57,3	44,6
B	Norm	250	24,2	87,4	54,0	33,4
	Modell	125	23,7	87,9	57,5	30,4
C	Norm	250	28,3	113,1	50,8	62,3
	Modell	125	23,1	117,1	66,4	50,7
D	Norm	250	24,7	117,0	63,4	53,6
	Modell	100	23,3	118,3	68,0	50,3

Anhang A8: Langzeitversuche an NH-Sicherungseinsätzen – Bezeichnung der Sicherungseinsätze, Temperaturmessstellen und Auswertung der thermischen Beanspruchung

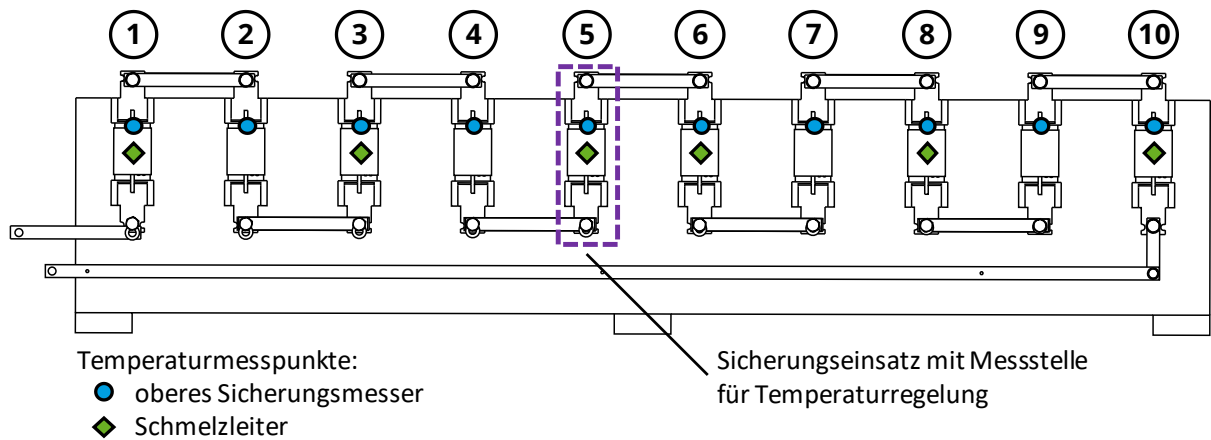


Bild 84: Schematischer Aufbau der Langzeitversuche mit Bezeichnung der Prüflinge und Temperaturmessstellen

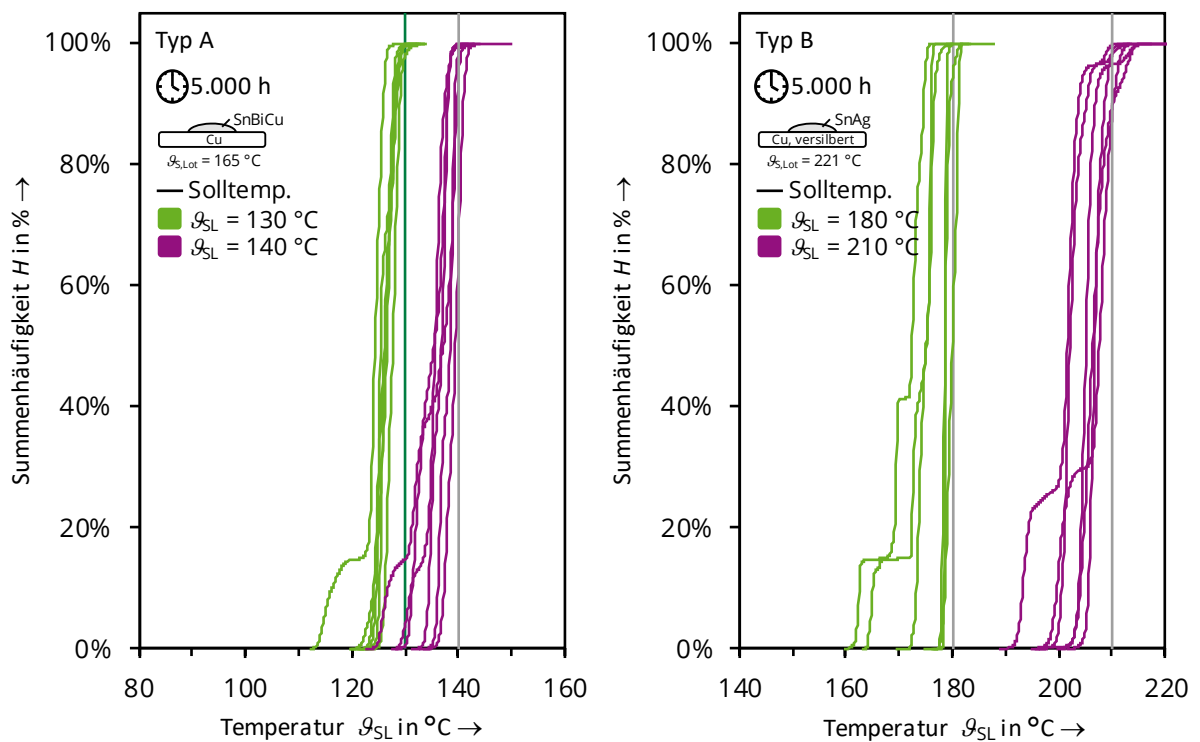


Bild 85: Typ A und Typ B – Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Temperaturen der Schmelzleiter

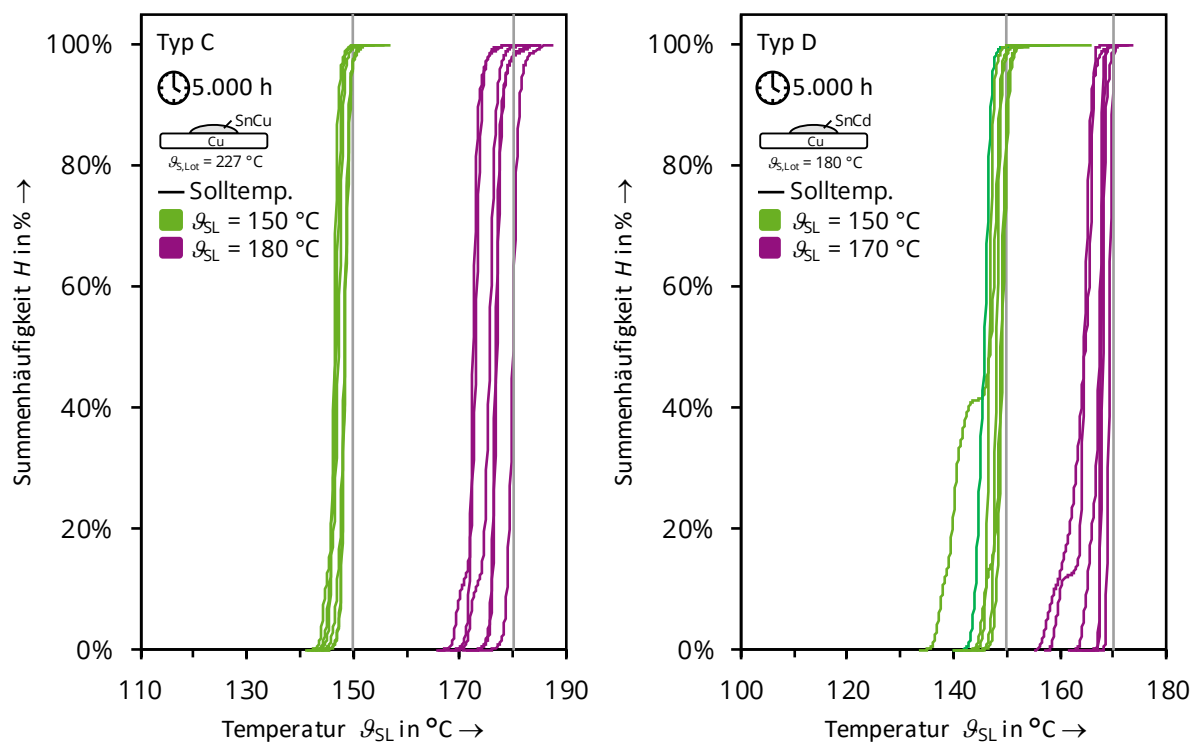


Bild 86: Typ C und Typ D – Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Temperaturen der Schmelzleiter

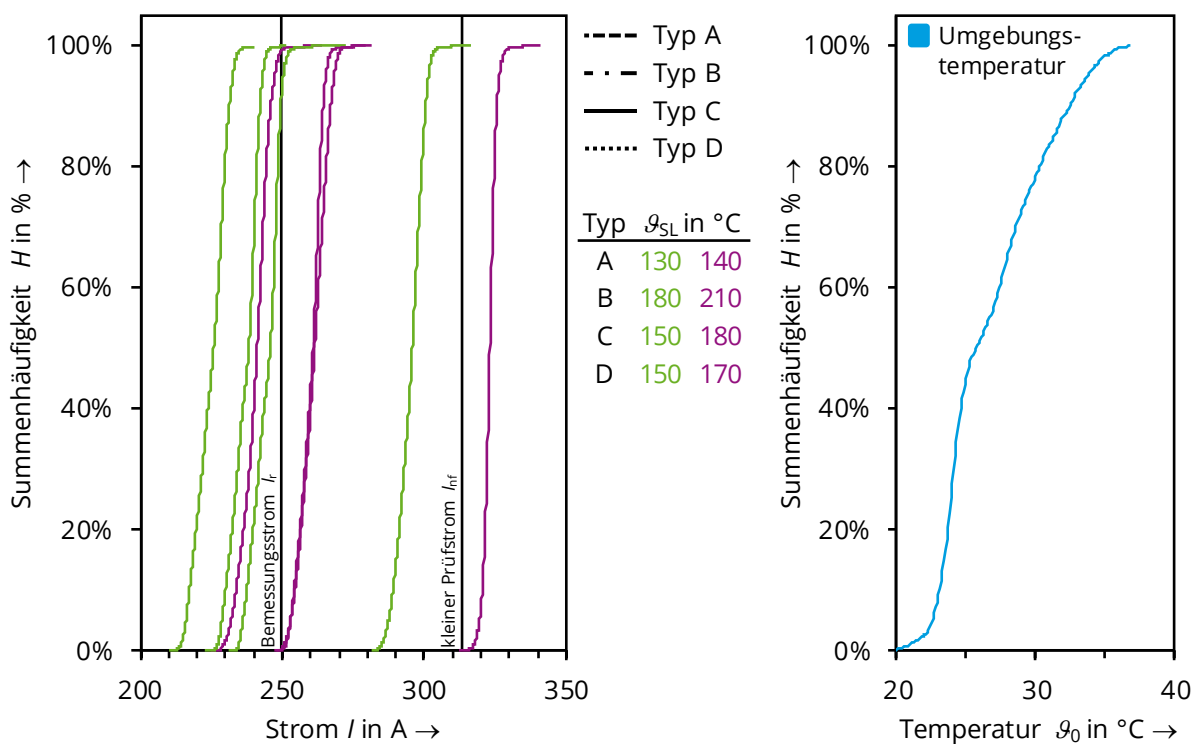


Bild 87: Summenhäufigkeit der in den Langzeitversuchen gemessenen Belastungsströme der Sicherungseinsätze und der Umgebungstemperatur

Anhang A9: Zeit/Strom-Verhalten der untersuchten NH-Sicherungseinsätze bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom im Neuzustand und nach Abschluss der Langzeitversuche

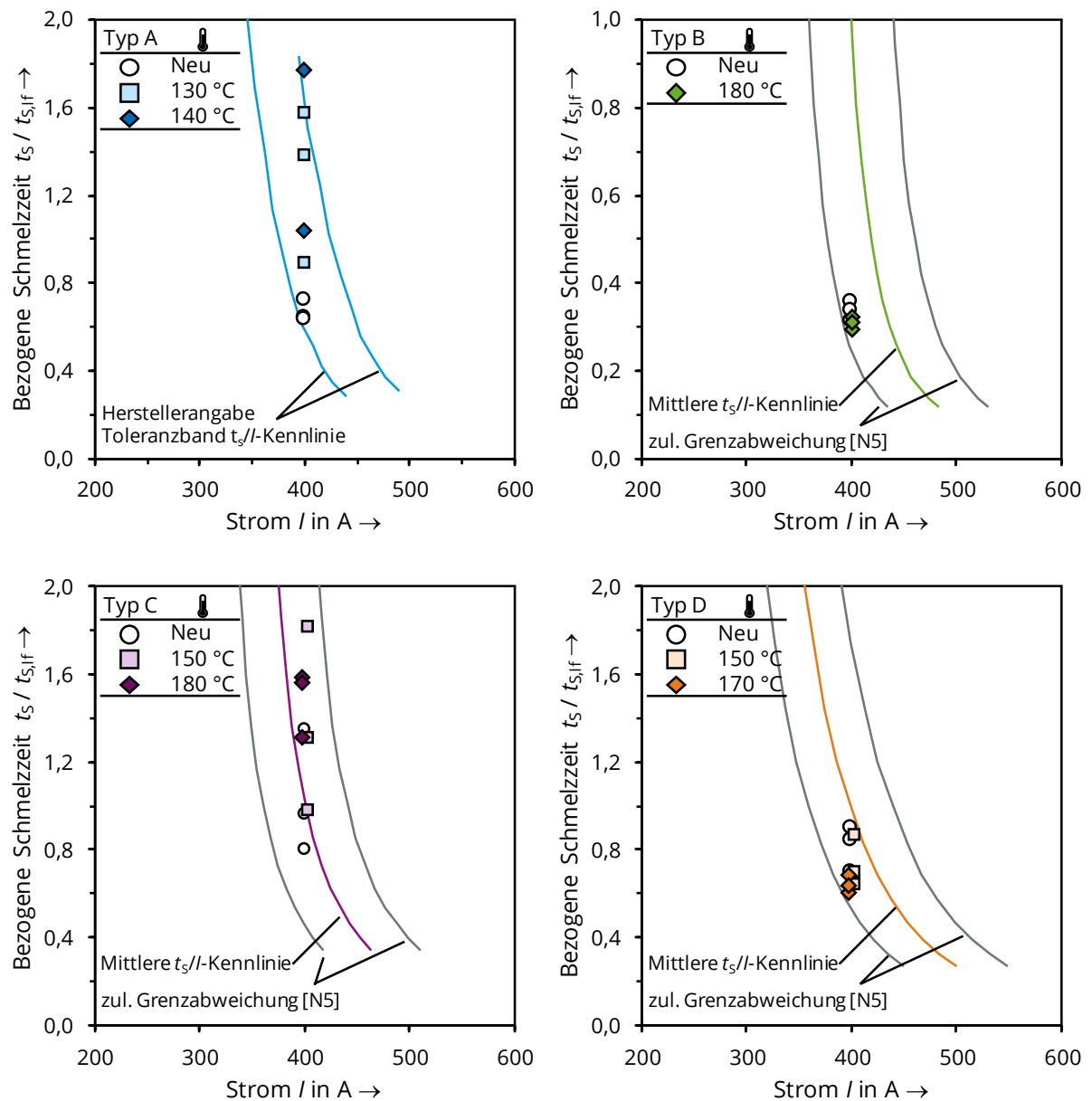


Bild 88: Zeit/Strom-Verhalten der untersuchten NH-Sicherungseinsätze im Neuzustand und im gealterten Zustand bei Prüfung mit dem großen Prüfstrom (gemessene Schmelzzeit t_s bezogen auf die vom Hersteller angegebene mittlere Schmelzzeit $t_{s,If}$ bei Prüfung mit I_f)

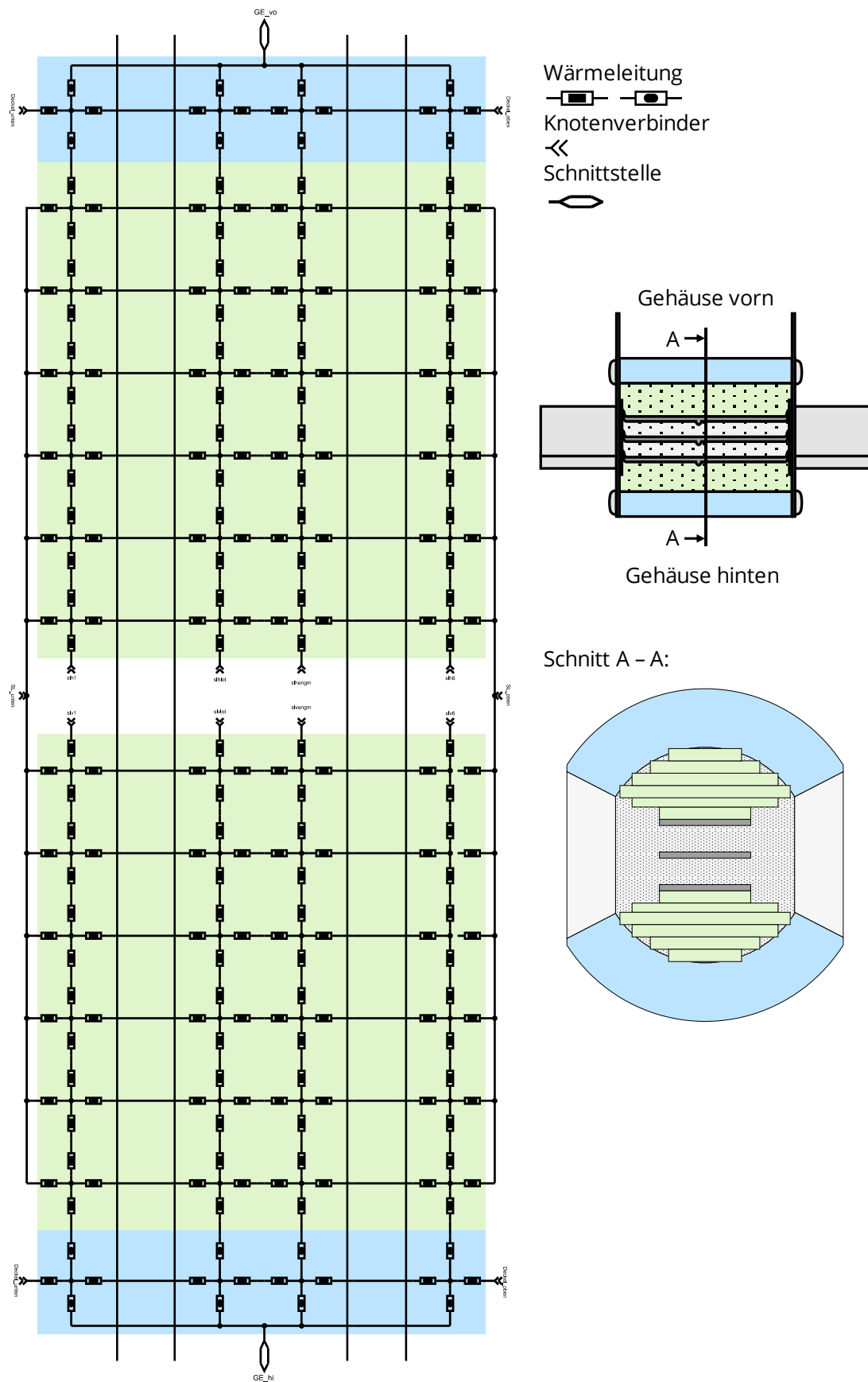


Bild 90: Teilwärmenetz der radialen Übertragung von Wärmeleistung durch den Quarzsand und das Keramikgehäuse zur vorderen und hinteren Gehäuseoberfläche des Sicherungseinsatzes am Beispiel von Typ D

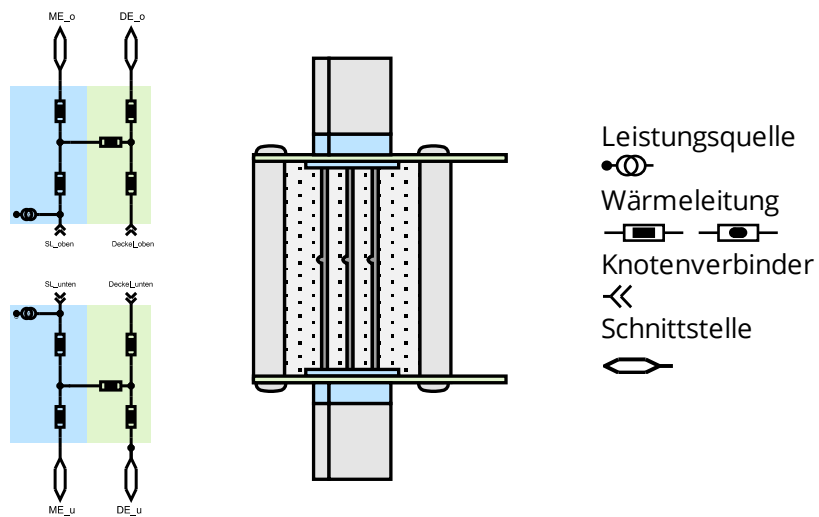
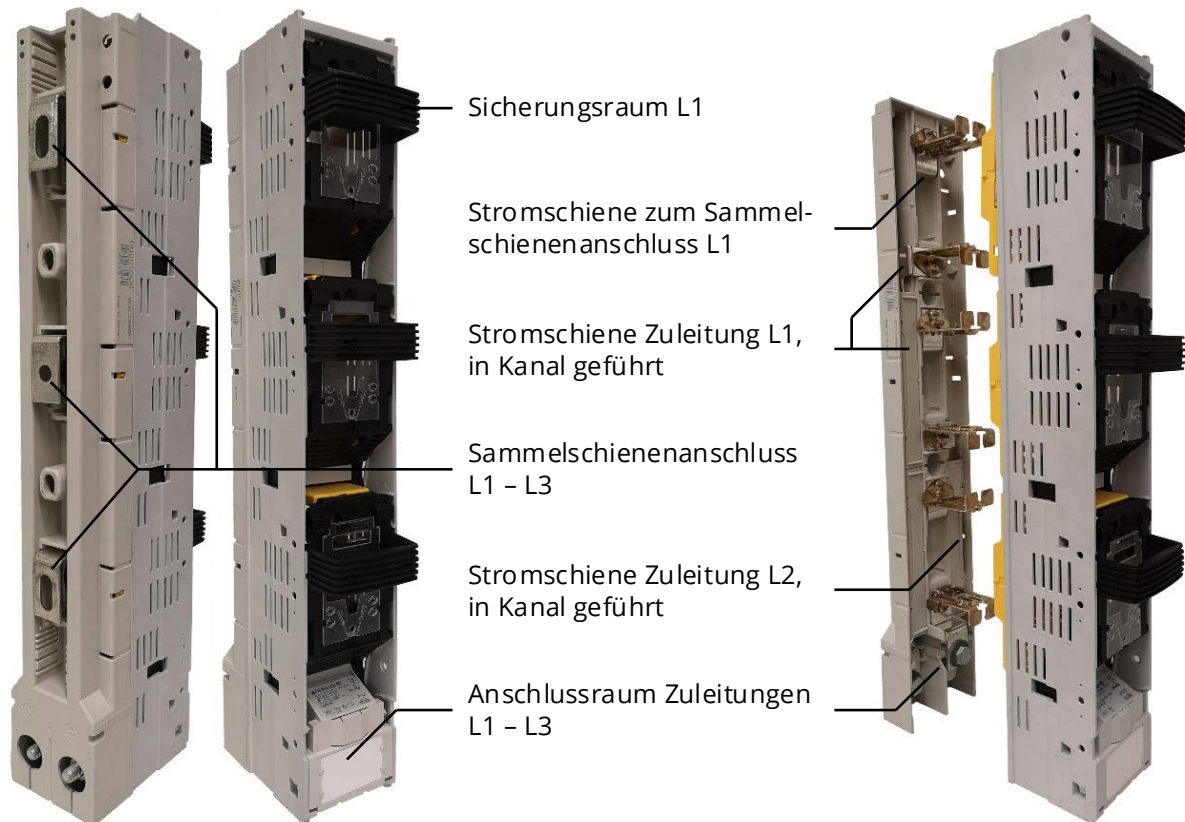
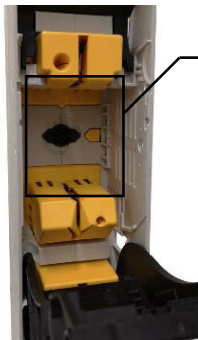


Bild 91: Teilwärmenetz der axialen Übertragung der Wärmeleistung entlang des Sicherungsmessers und an die Oberfläche der Abdeckplatten des Sicherungseinsatzes am Beispiel von Typ D

Anhang A11: Aufbau der untersuchten NH-Sicherungslastschaltleiste



Detailbild Sicherungsraum:



Relevantes Luftvolumen zum Messen der Temperatur $\vartheta_{0,SE}$

Eintrittsöffnungen für Umgebungsluft:

Stromschienenkanal L1

Gasraum Sicherungseinsatz L3

Stromschienenkanal L2

Detailbild Anschlussraum:

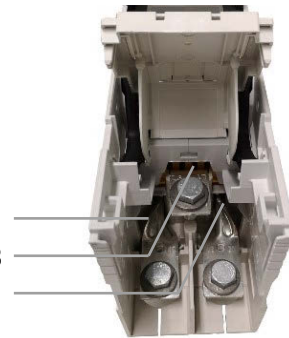


Bild 92: Aufbau der untersuchten NH-Sicherungslastschaltleiste

Anhang A12: Gemessene und berechnete Temperaturen der Sicherungseinsätze bei Betrieb in der NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank

Tabelle 22: Übersicht aller gemessenen (M) und berechneten (R) Temperaturen bei Betrieb der Sicherungseinsätze in einer NH-Sicherungslastschaltleiste in einem Kabelverteilerschrank bei stationärer Belastung

Randbedingungen	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
Strom	250 A			250 A			250 A			230 A		
Umgebung	27 °C			27 °C			27 °C			27 °C		
Luft im KVS	39 °C			39 °C			40 °C			38 °C		
Schalterpol L1 ϑ in °C	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ
1 Sammelschiene	67,2	64,3	-2,9	66,4	65,6	-0,8	71,6	69,7	-1,9	64,3	61,7	-2,6
2 Messer (o)	102,2	99,6	-2,7	110,2	105,1	-5,1	118,7	111,4	-7,3	106,3	98,2	-8,1
3 Schmelzleiter	157,3	156,2	-1,1	151,4	152,2	0,8	188,3	188,6	0,3	157,6	157,7	0,1
4 Messer (u)	107,1	112,5	5,4	110,5	118,3	7,8	119,6	125,5	5,9	106,7	112,4	5,7
5 Stromschiene	78,2	80,2	2,0	77,5	82,2	4,7	82,1	86,2	4,2	73,3	76,7	3,4
6 Zuleitung	57,2	58,3	1,1	56,9	60,0	3,1	58,6	60,7	2,1	53,6	55,3	1,7
Gasraum Einsatz	72,3	74,0	1,8	73,5	76,9	3,4	82,9	83,6	0,7	72,2	72,5	0,3
Gehäuse ϑ_{LSL}	58,3	52,3	-6,1	60,1	53,3	-6,8	65,8	57,7	-8,2	57,9	52,0	-5,9
Schalterpol L2 ϑ in °C	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ
1 Sammelschiene	65,0	62,6	-2,4	64,1	63,7	-0,4	68,7	67,6	-1,1	61,9	50,2	-11,7
2 Messer (o)	97,5	94,8	-2,8	104,7	99,6	-5,2	113,3	105,5	-7,8	101,0	93,8	-7,2
3 Schmelzleiter	-	147,7	-	-	142,7	-	-	178,3	-	-	149,0	-
4 Messer (u)	-	102,2	-	-	107,1	-	-	113,6	-	-	101,9	-
5 Stromschiene	75,2	73,7	-1,5	74,1	75,4	1,2	78,7	73,4	-5,3	70,1	70,6	0,5
6 Zuleitung	59,4	59,1	-0,3	58,8	60,0	1,1	60,9	62,1	1,2	55,4	56,4	1,0
Gasraum Einsatz	63,7	67,4	3,7	64,7	69,8	5,1	71,5	75,8	4,3	63,6	66,2	2,6
Gehäuse ϑ_{LSL}	53,7	50,4	-3,3	54,7	51,2	-3,4	59,5	55,3	-4,2	53,2	50,1	-3,1
Schalterpol L3 ϑ in °C	Typ A			Typ B			Typ C			Typ D		
	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ	M	R	Δ
1 Sammelschiene	58,5	60,1	1,6	57,8	61,0	3,2	61,2	64,5	3,3	55,6	58,0	2,4
2 Messer (o)	88,2	87,5	-0,7	94,9	91,2	-3,7	101,4	96,4	-5,0	90,6	87,2	-3,5
3 Schmelzleiter	-	133,7	-	-	127,5	-	-	161,7	-	-	135,1	-
4 Messer (u)	-	84,7	-	-	88,6	-	-	93,5	-	-	84,5	-
5 Stromschiene	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
6 Zuleitung	62,7	65,9	3,2	61,1	67,3	6,1	65,7	71,3	5,7	58,7	63,0	4,3
Gasraum Einsatz	59,2	59,1	-0,1	59,8	60,7	0,9	66,3	65,6	-0,7	58,3	58,1	-0,2
Gehäuse ϑ_{LSL}	45,0	47,1	2,2	44,6	47,7	3,1	48,4	51,2	2,8	44,1	46,9	2,8

Anhang A13: Die Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ für die untersuchten Sicherungseinsätze in der Einbausituation Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank bei unterschiedlichen Betriebsbedingungen

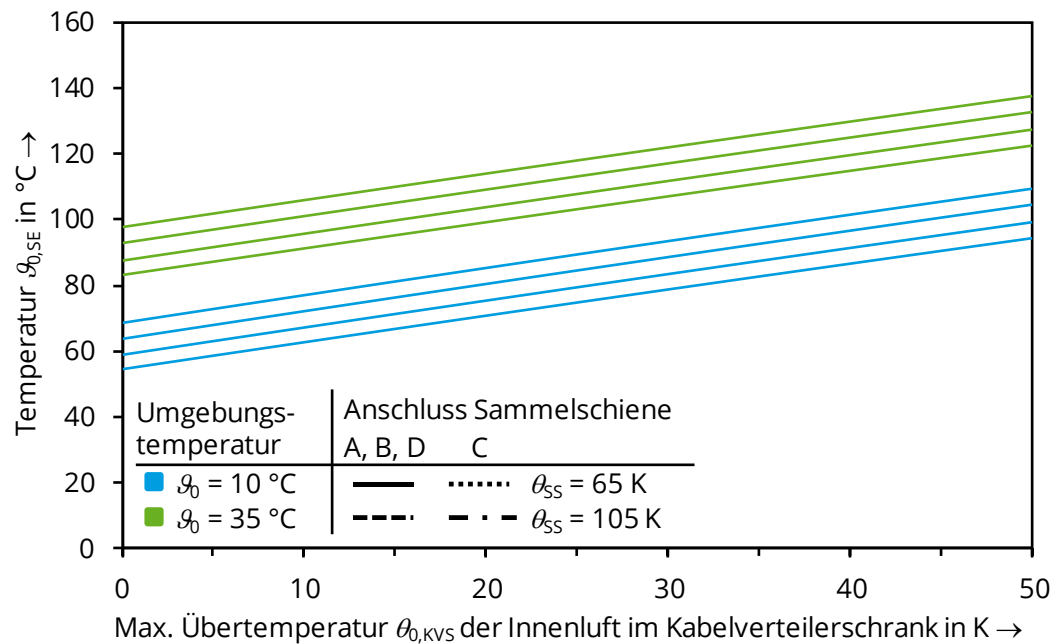


Bild 93: Temperatur $\vartheta_{0,SE}$ der Luft in direkter Umgebung des Sicherungseinsatzes für die untersuchten Sicherungseinsätze in der Einbausituation Sicherungslastschaltleiste im Kabelverteilerschrank und unterschiedlichen Betriebsbedingungen, berechnet mit dem Wärmenetzmodell nach Kapitel 6.2.3

NH-Sicherungseinsätze für allgemeine Anwendung (gG) werden in der Niederspannungstechnik in großer Stückzahl in Schaltgeräten wie Schalter-Sicherungs-Einheiten oder Sicherungslasttrennschaltern zum Schutz vor Fehlerströmen eingesetzt. Die Sicherungseinsätze besitzen einen Schmelzleiter, der im Normalbetrieb den Betriebsstrom zuverlässig und verlustarm führen und im Fehlerfall durch ein rasches Aufschmelzen Fehlerströme sicher unterbrechen soll. Langzeit- und Betriebsverhalten der Schmelzleiter hängen dabei stark von der Temperatur ab. Aus der Literatur ist bisher nicht bekannt, inwieweit die Temperatur der Schmelzleiter im Normalbetrieb erhöht werden kann, ohne die Zuverlässigkeit des gesamten NH-Sicherungseinsatzes zu beeinträchtigen.

In der vorliegenden Arbeit wurde daher das Langzeitverhalten von Schmelzleitern experimentell untersucht. Hierzu wurden Schmelzleiter bei verschiedenen Temperaturen thermisch beansprucht und anschließend das Erwärmungs- und Schaltverhalten der Schmelzleiter ermittelt. Es konnte gezeigt werden, dass bereits eine dauerhaft hohe thermische Beanspruchung im festen Zustand des Lotes besonders das Schaltverhalten im Bereich kleiner Überströme beeinträchtigen kann. Es wurde ein Zusammenhang zwischen dem Wachstum intermetallischer Phasen an der Grenzfläche zwischen Schmelzleiter und Lot und der Schmelzzeit im Bereich kleiner Überströme hergestellt. Auf Basis der Ergebnisse wurden Grenztemperaturen für einen langzeitstabilen Betrieb der untersuchten Schmelzleiter hergeleitet.

Die Temperatur des Schmelzleiters kann in der Praxis jedoch nicht zerstörungsfrei gemessen werden. Stellvertretend wird häufig die Temperatur des Sicherungsmessers als alternatives Bewertungskriterium empfohlen. Um den Zusammenhang zwischen der Erwärmung des Schmelzleiters und des Sicherungsmessers zu untersuchen, wurde das thermische Verhalten der Sicherungseinsätze mit der Wärmenetzmethode berechnet und verifiziert. Die Temperaturdifferenz zwischen Schmelzleiter und Sicherungsmesser wurde dabei als eine charakteristische Kenngröße eines Sicherungseinsatzes identifiziert. Es wurden die Einflussparameter auf die Temperaturdifferenz im Betrieb untersucht und empirische Gleichungen entwickelt, mit denen Grenztemperaturen der Sicherungsmesser in unterschiedlichen Einbausituationen berechnet werden können.

